

**Multidisziplinäre Formoptimierung
modularer Grundgeometrien für Druckgussbauteile
mit strömungs- und strukturmechanischen Zielfunktionen**

Von der Fakultät für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie der
Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

Dr.-Ing.

vorgelegt von Simon Alexander Maurer, M.Sc.
geboren am 30. Mai 1986 in Aalen

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Klaus Eigenfeld,
Technische Universität Bergakademie Freiberg
Prof. Dr.-Ing. Axel Schumacher,
Bergische Universität Wuppertal
Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Ihlenburg,
Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

Tag der Verleihung: 10.12.2015

Vorwort

Diese Dissertation wurde im Rahmen meiner Tätigkeit in der Aufbau Vorentwicklung der Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG in Weissach durchgeführt. Die wissenschaftliche Betreuung erfolgte dabei durch das Gießereiinstitut der Technischen Universität Bergakademie Freiberg in Person von Prof. Dr.-Ing. Klaus Eigenfeld, Prof. Dr.-Ing. Axel Schumacher der Bergischen Universität Wuppertal sowie Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Ihlenburg von der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg. Ihnen spreche ich meinen Dank für Ihr Engagement sowie die Vielzahl an fachlichen Anregungen und interessanten Gesprächen aus.

Auf Seiten der Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG gilt mein Dank Dr. Werner Tietz, Leiter Entwicklung Aufbau sowie seinem Vorgänger in dieser Position, Dr. Ludwig Hamm. Darüber hinaus danke ich meinen Vorgesetzten bei der Aufbau Vorentwicklung, Herrn Frank Sautter und Herrn Mathias Fröschle. Die fachlichen Anregungen und zur Verfügung gestellten Ressourcen haben wesentlich zum erfolgreichen Abschluss meiner Untersuchungen beigetragen.

An dieser Stelle möchte ich auch im Gedenken an Dr. Harald Biersack ihm für sein Vertrauen und die intensive Unterstützung beim Beginn meiner Dissertation herzlich danken. Ohne ihn wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen.

Bei der täglichen Arbeit konnte ich stets auf die fachlichen und überfachlichen Hinweise von Herrn Dieter Jungert zurückgreifen, wofür ich mich ebenfalls bedanken möchte. Bei der Ausarbeitung der Inhalte konnte ich mich auch immer auf meine engagierten Diplomanden verlassen. Ein herzlicher Dank geht an die Herren Dennis Zink (Universität Stuttgart), Stefan Schilling und Torsten Jung (beide von der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg), Simon Schmidt (Hochschule Bremen) sowie Patrick Hager (Westfälische Hochschule Bocholt). Des Weiteren danke ich Josef Dubsky, Paul Munch und Steffen Hagmann, die mich beim Aufbau der Optimierungsprozesskette unterstützt haben. Danke auch an meine ehemaligen und aktuellen Kollegen aus der Aufbau Vorentwicklung, für viele interessante Gespräche und unterhaltsame Stunden.

Prof. Dr.-Ing. Albert Baars danke ich für die fachlichen Anregungen im Bereich der Strömungsmechanik. Der Firma CD-adapco danke ich für die temporäre Bereitstellung einer *STAR-CCM+* Lizenz zur Bearbeitung meiner Dissertation.

Zuletzt gilt mein herzlicher Dank meinen Eltern für die intensive Unterstützung und Förderung auf meinem bisherigen Lebensweg. Zudem danke ich meiner Freundin Valmire für ihre moralische Unterstützung und ihr Verständnis für viele arbeitsreiche Tage, insbesondere in der Endphase dieser Arbeit.

Inhalt

Vorwort	II
Inhalt	III
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise	2
1.3 Stand von Wissenschaft und Technik	3
1.3.1 Gussbauteilgestaltung mit erfahrungsbasierten und empirischen und Hilfsmitteln	4
1.3.2 Geometriefindung mit Optimierungsmethoden	5
1.3.3 Einordnung und Bewertung der analysierten Arbeiten	8
2 Grundlagen	9
2.1 Leichtmetallgussbauteile im Automobil	9
2.1.1 Fertigungsverfahren und genutzte Legierungen	9
2.1.2 Werkstoffeigenschaften	11
2.1.3 Gießfehler	13
2.1.4 Qualitätsmanagement	16
2.2 Geometrische Gestaltung von Gussbauteilen	16
2.2.1 Wanddicke	16
2.2.2 Entformungsschräge	17
2.2.3 Querschnittsübergänge	17
2.2.4 Umlenkungen und L-förmige Querschnitte	18
2.2.5 Rippen und mehrstößige Verbindungen	19
2.2.6 Toleranzen	21
2.3 Modellierung gießtechnischer Fertigungsverfahren	21
2.3.1 Strömungsmechanische Grundlagen	21
2.3.2 Thermodynamische Vorgänge	26
2.3.3 Modellierung von Gussgefüge und Gießfehlern	28
2.4 Strukturmechanische Modellierung von Gussbauteilen	30
2.4.1 Spannungs- und Verformungszustand	31
2.4.2 Stoffgesetze	33
2.4.3 Überblick über klassische Bruchhypothesen	36
2.4.4 Aktuelle Ansätze zur Modellierung lokaler mechanischer Werkstoffeigenschaften	39
2.4.5 Strukturberechnung auf Basis der FEM	42
2.5 Numerische Optimierung	43
2.5.1 Grundlagen	43
2.5.2 Optimierungsverfahren	45
2.5.3 Optimierungsstrategien	47
3 Modellaufbau und -analyse	51
3.1 Geometrische Entwurfsmodelle	51
3.1.1 Konstruktionsmethodik	51
3.1.2 Umlenkung	52
3.1.3 Rippe	56

3.2	Strömungsmodellbildung zur Abbildung der Fertigungseinflüsse	60
3.2.1	Allgemeine Charakterisierung der Strömung	60
3.2.2	Stationäres einphasiges Modell	61
3.2.3	Entwicklung von Zielfunktionen im stationären Strömungsfeld	64
3.2.4	Transientes Mehrphasenströmungsmodell	68
3.2.5	Entwicklung von Zielfunktionen im transienten, mehrphasigen Strömungsfeld	73
3.3	Strukturberechnungsmodell unter Berücksichtigung materieller Defekte	81
3.3.1	Voruntersuchungen	82
3.3.2	Erstellung des Materialverteilungsmodells zur Berücksichtigung lokaler Defekte	85
3.3.3	Validierung des Modells	89
3.3.4	Anwendung auf Rippen	92
4	Optimierung der Umlenkung	97
4.1	Optimierungsstrategie und -prozesskette	97
4.2	Zielfunktionen	98
4.3	Optimierung mit Entwurfsmodell I	99
4.3.1	Optimierung einzelner Entwurfsvariablengruppen	99
4.3.2	Daten- und Sensitivitätsanalyse	102
4.3.3	Deterministische Optima	103
4.3.4	Mehrzielbetrachtung	106
4.4	Optimierung mit Entwurfsmodell II	106
4.4.1	Datenanalyse	107
4.4.2	Deterministische Optima	107
4.4.3	Mehrzielbetrachtung	110
4.4.4	Robustheitsbewertung	112
4.5	Diskussion der Ergebnisse	119
5	Optimierung der Rippe	121
5.1	Optimierungsstrategie und -prozesskette	121
5.2	Ziel- und Restriktionsfunktionen	122
5.2.1	Restriktionsfunktionen	123
5.2.2	Zielfunktionen	124
5.2.3	Zusammenfassung	124
5.3	Multidisziplinäre Optimierung	125
5.3.1	Datenanalyse und Sensitivitäten	125
5.3.2	Analyse der DOE Ergebnisse	127
5.3.3	Bestimmung der deterministischen Optima mit Metamodellen	130
5.3.4	Mehrzielbetrachtung	138
5.3.5	Robustheitsbewertung	140
5.4	Diskussion der Ergebnisse	141
6	Zusammenfassung	145
7	Ausblick	149
	Anhang	151
	Abkürzungs- und Symbolverzeichnis	175
	Literatur- und Quellenverzeichnis	183

1 Einleitung

1.1 Motivation und Problemstellung

Die Fahrzeugindustrie ist stetig steigenden Anforderungen in den Bereichen der Sicherheit, des Komforts, der Fahrleistung und der Umweltgesetzgebung ausgesetzt. Um darauf zu reagieren, kann bspw. auf neue Assistenzsysteme und alternative Antriebskonzepte gesetzt werden. Da diese Entwicklungen sich jedoch gewichtssteigernd auswirken, müssen parallel Leichtbauziele verfolgt werden, um ein effizientes Gesamtfahrzeugkonzept zu erreichen. Eine zielführende Technologie ist dabei der Einsatz von dünnwandigen Leichtmetallgussbauteilen. Durch die hohe Formgebungsfreiheit, die Potenziale im Bereich der Funktionsintegration und den ausgeprägten Recyclinggrad können mit Aluminium- und Magnesiumlegierungen wirtschaftliche und ökologische Leichtbaukonzepte realisiert werden [Eig98a, b]. Dieses Prinzip ist einer der Gründe, weshalb beim *Porsche 911 Carrera S* (Typ 991), gegenüber dem Vorgängermodell, das Leergewicht um 40 kg reduziert und die Fahrleistung weiter gesteigert werden konnte [Nal13].

Dünnwandige Gussbauteile im Fahrzeugaufbau werden üblicherweise im Kaltkammerdruckgussverfahren hergestellt, welches durch kurze Formfüll- und Erstarrungszeiten charakterisiert ist [EAA11]. Durch die Fertigung können Gießfehler entstehen, die das Bauteil und die Werkzeugform schädigen: Neben materiellen Defekten, wie Porositäten, treten Formverschleißeffekte und Eigenspannungen auf. Diese Fehler bewirken nicht nur eine Reduktion der Beanspruchbarkeit, sondern haben auch eine wirtschaftliche Dimension, da dadurch der Ausschuss erhöht wird und die Form bei fortschreitendem Verschleiß repariert oder ausgetauscht werden muss. [Has99]

Um Gießfehler zu reduzieren, können schmelzwerkstoffspezifische, fertigungstechnische und geometrische Maßnahmen ergriffen werden. Der Werkstoffaspekt umfasst den Bereich der Legierungsentwicklung, und die Schmelzebehandlung. Seitens der Fertigung kann die Anlagentechnik und die Prozessführung verbessert werden, bspw. durch Wärmebehandlungsprozesse. Wird die Geometrie beeinflusst, kann dies sowohl das Gieß-, Temperier- und Überlaufsystem als auch das eigentliche Bauteil umfassen. [Büh14] [Has99]

Für die Entwicklung und Umsetzung der aufgeführten Verbesserungsmaßnahmen ist in der Automobilbranche oftmals ein Bauteillieferant verantwortlich, an den die Fertigung vom Fahrzeughersteller vergeben wird. Eine Ausnahme bildet die stark funktionsorientierte Gestaltung des Bauteils, die weiterhin dem Auftraggeber obliegt. Somit entsteht eine Trennung der Entwicklungsanteile in einen fertigungsspezifischen und einen funktionalen Aspekt. Die dadurch erforderlich werdenden Abstimmungsprozesse finden aufgrund der zunehmend verkürzten Entwicklungszeiten oft in zu geringem Umfang statt. Als Folge werden fertigungsrelevante Aspekte in der Bauteilkonstruktion nicht ausreichend berücksichtigt.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

An der skizzierten Problemstellung setzt diese Arbeit an, um unabhängig vom Lieferanten das Bauteil schon frühzeitig fertigungsgerechter gestalten zu können. Dafür sollen dem Bauteilkonstrukteur geometrische Gestaltungsempfehlungen für Aluminium- und Magnesiumbauteile zur Verfügung gestellt werden, die im Kaltkammerdruckgussverfahren hergestellt werden. Zur Erarbeitung dieser Empfehlungen werden zunächst wiederkehrende Geometrielemente in Gussbauteilen identifiziert, die hier als Grundgeometrien bezeichnet werden. Im Speziellen werden Umlenkungen und Rippen betrachtet, welche unabhängig voneinander und losgelöst vom Gesamtbauteil mit dem Hilfsmittel der numerischen Formoptimierung optimiert werden. Hierbei sollen füllungsbedingte Verschleißerscheinungen und Defekte minimiert und die Tragfähigkeit erhöht werden. Zur Berechnung der entsprechenden Zielfunktionen werden Strömungs- und Struktursimulationen durchgeführt. Im Vergleich zu erfahrungsbasierten und empirischen Verbesserungen dieser Grundgeometrien hat die Optimierung den Vorteil effektiver ans Ziel zu kommen und bietet das Potenzial (unerwartete) Formen aufzufinden, die sonst nie untersucht würden [Sch05]. Die Einzelbetrachtung von Grundgeometrien, ggü. einem Gesamtbauteil, soll es erlauben die auftretenden physikalischen Effekte bei der Fertigung genauer und mit einem deutlich geringeren Rechenaufwand abzubilden. Die Reduktion der Rechenzeit ist auch vor dem Hintergrund der Durchführung von Optimierungen erforderlich, um eine ausreichende Anzahl von Funktionsaufrufen durchführen zu können. Um die Übertragbarkeit der entwickelten optimalen Grundgeometrien auf andere Bauteile zu gewährleisten und streuende Fertigungsrandbedingungen zu berücksichtigen, werden zudem Robustheitsuntersuchungen durchgeführt.

In den Grundlagen in Kapitel 2 werden existierende Konstruktionsempfehlungen für die betrachteten Grundgeometrien beschrieben und einander gegenübergestellt. Zudem werden u. a. Modellierungsansätze des Fertigungsprozesses und den damit assoziierten Formverschleißeffekten und Defekten vorgestellt sowie die Grundzüge der Strukturberechnung und Möglichkeiten zur Berücksichtigung inhomogener Materialeigenschaften. Zuletzt werden die Grundlagen der Optimierung behandelt.

In Kapitel 3 werden die für die Optimierung benötigten Geometrie- und Analysemodelle entwickelt. Zur geometrischen Darstellung der Grundgeometrien werden parametrisch-assoziative Modelle verwendet, deren Konstruktionsmethodik, Entwurfsräume und -variablen dargestellt werden. Die fertigungsspezifischen Analysemodelle fokussieren sich auf den Einströmvorgang, da davon ausgegangen wird, dass dieser bei Druckgussbauteilen den größten Einfluss auf die Defekte, den Verschleiß und die lokale Beanspruchbarkeit hat. Als Einschränkung wird der Erstarrungsprozess vernachlässigt, da vermutet wird, dass dieser für die gewählten Randbedingungen eine untergeordnete Rolle spielt. Um dies zu bestätigen werden Voruntersuchungen durchgeführt. Zudem werden die Effekte von Eigenspannungen nicht betrachtet, da davon ausgegangen wird, dass sich dieses Phänomen aus der Gesamtbauteilform ergibt und nur geringfügig von Grundgeometrien beeinflusst wird. Die Strömungsberechnungen werden zweidimensional durchgeführt, wobei die Umlenkungen einphasig und die Rippen zweiphasig berechnet werden. Diese Unterscheidung wird

vorgenommen, da die Rippen auch strukturell betrachtet werden sollen und durch die zweiphasige Abbildung eingeschlossene Luftblasen berechnet werden können. Diese werden im strukturellen Analysemodell als lokale Schwächungen berücksichtigt und deren Effekt mit Hilfe eines quasistatischen Dreipunktbiegeversuchs quantifiziert.

Die Kapitel 4 und 5 beschäftigen sich mit dem Aufbau der Optimierungsprozessketten und der Optimierung der Umlenkungen (s. [Mau15]) bzw. Rippen. In beiden Fällen werden Versuchspläne angewendet und Metamodelle abgeleitet. Als Zielfunktionen dienen u. a. physikalische Kenngrößen aus der Strömungsberechnung zur Charakterisierung des Verschleißes und von Defekten. Im Fall der Rippe werden zudem Strukturberechnungen unter Berücksichtigung dieser Defekte durchgeführt, um die Beanspruchbarkeit zu optimieren. Da es sich sowohl bei der Umlenkung als auch der Rippe um Mehrzieloptimierungen handelt, werden *Pareto*-optimale Ergebnisse erzeugt und Kompromisslösungen entwickelt. Bei der Rippe handelt es sich zudem um ein multidisziplinäres Optimierungsproblem, da der Fertigungsprozess einen Einfluss auf die Beanspruchbarkeit hat. Daher wird eine gekoppelte Optimierungsprozesskette erarbeitet. Um den Effekt streuender Randbedingungen zu überprüfen, werden Robustheitsuntersuchungen unter Berücksichtigung geometrischer Toleranzen sowie variabler Materialkennwerte und Maschinenparameter durchgeführt.

Um die Ergebnisse dieser Arbeit im Entwicklungsprozess anzuwenden (Bild 1-1), können die optimierten Grundgeometrien in den Konstruktionsprozess beim Fahrzeughersteller eingebracht werden. Nachdem die virtuelle Strukturabsicherung durchgeführt ist, durchläuft das Bauteil den streuungsbehafteten Fertigungsprozess. Der Effekt der optimierten Grundgeometrien zeigt sich in der Leistungsfähigkeit des Endprodukts, bspw. in Form einer höheren Beanspruchbarkeit, geringeren Ausschusses und höherer Werkzeugstandzeit. Idealerweise lässt sich durch die Anwendung der neuen Geometrien auch der Effekt streuender Fertigungsrandbedingungen reduzieren und die Robustheit erhöhen.

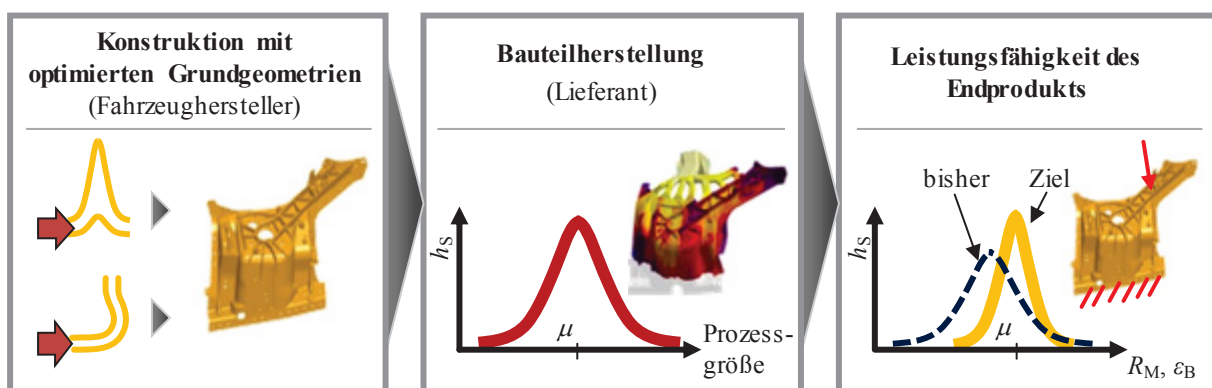


Bild 1-1 Anwendung von Grundgeometrien im Entwicklungsprozess von Gussbauteilen, zur Erhöhung der Leistungsfähigkeit des Endprodukts, nach [Mau13]

1.3 Stand von Wissenschaft und Technik

Dieser Abschnitt soll dazu dienen, relevante Untersuchungen vorzustellen, die sich mit dem Themenkomplex der geometrischen Gestaltung von Leichtmetallgussbauteilen beschäftigen. Zudem soll eine Abgrenzung zu dieser Arbeit aufgezeigt werden. Zur verbesserten Übersicht

und Einordnung werden auch fachübergreifende Ansätze betrachtet. Hierbei wird zwischen Methoden unterschieden, die sich erfahrungsbasierter und empirischer Hilfsmittel bedienen (Abschnitt 1.3.1) und solchen, die die numerische Optimierung nutzen (Abschnitt 1.3.2).

1.3.1 Gussbauteilgestaltung mit erfahrungsbasierten und empirischen und Hilfsmitteln

Im Rahmen des EU-Projekts CAE DS [Fre07] werden Auslegungsempfehlungen für die Fertigung von Druckguss- und Kunststoffbauteilen zu Trainingsmaterialien zusammengefasst. Hierbei werden neben werkzeug- und bauteilseitigen Gestaltungsempfehlungen ebenso Kriterien zur Werkstoffauswahl betrachtet. Vergleichbare Gestaltungsempfehlungen sind auch für andere urformende Fertigungsverfahren einer Vielzahl von Quellen zu entnehmen, welche in Abschnitt 2.2 aufgeschlüsselt werden. In [Kum11] und [Mad07] werden verschiedene Gestaltungsempfehlungen in einem Computerprogramm gebündelt, mit dem Bauteile automatisiert bewertet werden können. Der Konstrukteur erhält dadurch Empfehlungen, wie sein Bauteil wirtschaftlich und fertigungsgerecht angepasst werden kann. Ein ähnlicher Ansatz wird auch in [Wu07] vorgestellt, wobei u. a. das Angusssystem in unterschiedliche Segmente unterteilt wird, um dessen Konstruktion zu erleichtern. In [Jos10b] wird eine Methodik vorgestellt, um geometrische und physikalische Parameter eines Gussbauteils gegeneinander abzuwägen und dessen Gießbarkeit zu quantifizieren. Ergänzend sei auch auf die Ergebnisse des Projekts STACAST [StC14] verwiesen, wo u. a. die Relevanz verschiedener Gussdefekte gegeneinander gewichtet wird.

Die Arbeiten von Ravi et al. [Sin08] [Jos09 & Jos10a] haben das Ziel schwindungsbedingte Porositäten zu reduzieren. Hierfür werden Stahlgussteile in generische Grundgeometrien, wie Umlenkungen, Rippen und Kreuzungspunkte, unterteilt. Danach werden an diesen Formen versuchstechnische und simulationsbasierte Parameterstudien durchgeführt. Ein klassisches geometrisches Hilfsmittel, um thermisch bedingte Defekte durch Materialanhäufungen zu vermeiden, ist die *Heuverssche* Kreismethode, die in Abschnitt 2.2.3 näher beschrieben wird. Verschiedene Forschungsgruppen korrelieren die Geometrie des Gussbauteils bzw. des Angusssystems direkt mit den Gefügeeigenschaften und mechanischen Kennwerten (s. Abschnitt 2.3.3 bzw. 2.4.4). Dies kann auch dazu genutzt werden, Rückschlüsse auf vorteilhafte Formen zu ziehen.

In [Hon12] werden Verbesserungen der Anschnittstrategie für Aluminiumkokillengussbauteile erarbeitet und verschiedene Entwürfe auf Basis von Simulationen sowie Wasser- und Gießversuchen verglichen. Zur Quantifizierung der Füllungsqualität dient der Abgleich der Ankunftszeit der Schmelze an den einzelnen Anschnitten und die jeweilige Durchflussrate. In [Hsu07] wird eine empirische Formverbesserung eines L-förmigen Angusssystems über Füllungssimulationen für Aluminium-Sandgussverfahren durchgeführt. Hierbei wird neben den Eingangsgeschwindigkeiten der Einfluss der geometrischen Entwurfsvariablen auf das entstehende Totwassergebiet geprüft.

Zur verbesserten strömungsmechanischen Gestaltung von Gussbauteilen können auch artverwandte Strömungsphänomene herangezogen werden. In [Sig12] werden verschiedene

Ansätze und Beispiele zur Auslegung von Rohrkrümmern und -verzweigungen behandelt, die auch zur Auslegung von Angussystemen herangezogen werden können [Bra09]. In [Paa06] werden mit Strömungssimulationen Parameterstudien an T-Kreuzungen in Rohrsystemen vorgestellt, wobei der Einfluss von Eckradien auf den Druckverlust und Rezirkulationsgebiete ermittelt wird. In [Tha12] wird eine Reduktion von erosivem Verschleiß durch Sedimente an Turbinenblättern von Wasserkraftwerken durch Gestaltverbesserungen erzielt. Dazu wird die Interaktion der Strömung mit der Struktur simuliert.

In [Mat98] werden natürliche Strukturen, wie Bäume oder Krallen, untersucht, mit der Erkenntnis, dass sich gerundete Strukturen in der Natur oftmals als logarithmische Spiralen ausbilden. Mathematisch gesehen haben diese Formen u. a. die Eigenschaft, dass alle durch das Zentrum (Pol) verlaufenden Geraden die Spirale unter dem gleichen Tangentenwinkel schneiden. Strebt der Exponent der Polargleichung gegen null, so wird ein Kreis angenähert [Mat15]. Derartige gerundete Formen, die nicht einem Kreisabschnitt entsprechen, werden in dieser Arbeit als nichttechnische Radien bezeichnet. Diese erweisen sich auch bei den Untersuchungen in [Sau08] und [Vla04], zur Reduktion der Kerbwirkung an Kreuzungs- und Übergangspunkten, als zielführend.

1.3.2 Geometriefindung mit Optimierungsmethoden

Die nachfolgend vorgestellten Arbeiten sind nach der Art der eingesetzten Analysemodelle gegliedert und werden unabhängig vom verwendeten Variablentyp vorgestellt. Zunächst werden Arbeiten mit fertigungsverwandten Modellen aus den Bereichen Strömungs- und Erstarrungsberechnung vorgestellt, im Anschluss themennahe Strukturoptimierungen und multidisziplinäre Optimierungen, die mehrere Analysemodelle miteinander verbinden. Es wird jeweils auf typische Entwurfsvariablen, Zielfunktionen und die eingesetzten Optimierungsverfahren eingegangen. Die Einordnung von Variablentypen, Optimierungsverfahren und -strategien sowie die Grundlagen der numerischen Optimierung werden in Abschnitt 2.5 behandelt.

1.3.2.1 Verfahren basierend auf strömungsspezifischen Analysemodellen

Typische Zielfunktionen für Strömungsoptimierungen sind Druckverluste, Schubspannungen, Reibungs- oder Auftriebsbeiwerte, Wärmetransfermengen, die Mischungseffizienz von Mixern [Leh05], die Homogenität des Geschwindigkeitsfelds [Erp08], oder die dissipierte Energie [Gao08]. Bei der Optimierung von Gussbauteilen werden vielfach Zielfunktionen wie Gefügedefekte, Gießkriterien oder das Kreislaufmaterial minimiert [Bra93] [Hah12] [Tho13b]. Wie bei Strukturoptimierungen, können Form- oder Topologieoptimierungen (mit vereinfachten Randbedingungen) durchgeführt werden. Die genutzten Optimierungsverfahren greifen sowohl auf lokale, als auch globale Approximationen zurück [Esp05] [Yao09] sowie stochastische Suchstrategien [Hah12] [Kor09] und eindimensionale Verfahren, wie das des Goldenen Schnitts [Hil13]. Weitere Optimierungsbeispiele können Abschnitt 2.2 entnommen werden. Wie bei Strukturberechnungen werden auch bei Strömungen Robustheitsanalysen angewendet, um den Einfluss streuender Randbedingungen zu ermitteln [The10] [Put01].

Um Strömungsabrisse und Rezirkulationen in Angussystemen von Druckgussbauteilen zu minimieren und eine homogene Anschnittsgeschwindigkeit zu erhalten, werden in [Tho13b] Topologieoptimierungen angewendet. Hierbei wird die Füllung des Angussystems zu einem stationären, laminaren und isothermen Phänomen vereinfacht. Unerwünschte Rezirkulationsgebiete innerhalb des Entwurfsraums werden von einem Algorithmus zellweise blockiert („versandet“). Angussysteme können auch über Formoptimierungen optimiert werden, wie bspw. in [Esp05], wobei eine Kombination aus globalen und lokalen Approximationen zur Optimierung verwendet wird. Weitere Beispiele für Angussoptimierungen können u. a. [Bra93], [Hah12] oder [Yao09] entnommen werden. In [Kor09] wird die Formoptimierung des Angussystems um Entwurfsvariablen des Speisersystems eines Sandgussbauteils ergänzt. Als Zielfunktionen dienen dabei, neben einer möglichst niedrigen Geschwindigkeit, die Minimierung von Schwindungsporositäten und des Kreislaufmaterials. Als Optimierungsverfahren für dieses Mehrzielproblem dient ein evolutionärer Algorithmus, aus dem *Pareto*-optimale Lösungen abgeleitet werden.

Ein aktueller Trend in der Strömungsoptimierung ist der Einsatz adjungierter Lösungsstrategien. Hierbei werden die für gradientenbasierte Optimierungsverfahren benötigten Sensitivitäten direkt aus den Erhaltungsgleichungen abgeleitet. Dadurch können, wie auch im Strukturoptimierungsbereich, Rechenzeitvorteile ggü. der Ermittlung durch Differenzenquotienten erzielt werden [Sch05] [The10]. Untersuchungen dazu sind u. a. Gegenstand aktueller Forschungsprojekte, wie bspw. FLOWHEAD [FLO12].

Um Umlenkungen in rechteckigen Strömungskanälen hinsichtlich deren Druckverlusts zu optimieren, wird in [Küp06] eine Evolutionsstrategie verwendet. Hierbei kommen allerdings keine Analyseprogramme zum Einsatz, sondern eine Versuchsanordnung, deren segmentierte Kanalgeometrie systematisch bis zum Optimum verändert wird.

1.3.2.2 Verfahren basierend auf erstarrungsspezifischen Analysemodellen

Mit erstarrungsspezifischen Formoptimierungen kann ebenfalls eine Reduktion von Gussdefekten und des Kreislaufmaterials erzielt werden. Im Fokus stehen überwiegend Schwerkraftgussverfahren, bspw. mit Stahlwerkstoffen, bei denen nur wenige füllungsbedingte Defekte auftreten und entsprechend nur erstarrungsbedingte Fehler minimiert werden. In [Hah12], [Kor09] und [Kot12] werden stochastische Suchstrategien eingesetzt, mit denen mehrere Zielfunktionen gleichzeitig minimiert werden können. Als Entwurfsvariablen werden in unterschiedlicher Ausprägung die Geometrie des Angussystems, der Speiser und der Kühlung herangezogen. In [Lag13] wird eine ähnliche Vorgehensweise gewählt, aber statt einer Gießsimulation wird ein Satz von empirischen Auslegungsformeln genutzt, um mit Hilfe eines genetischen Algorithmus' das Volumen von Speisern zu reduzieren.

Aufbauend auf der Methode von Ravi et al. [Jos09 & Jos10a] verfolgen Agrawal et al. [Sax13a, b] das Ziel, schwindungsbedingte Defekte und die Masse von Grundgeometrien in Stahlgussbauteilen mittels eines globalen Approximationsverfahren zu optimieren.

In [Har14] werden ebenfalls Speiser für Stahlgussbauteile ausgelegt und die Ergebnisse deterministischer und robuster Optimierungen miteinander verglichen. Als Zielfunktion wird das Volumen des Speisers herangezogen, wobei die maximale Porosität als Restriktion dient. Im Fall der deterministischen Optimierung wird ein SQP-Verfahren eingesetzt. Bei der Robustheitsoptimierung werden die geometrischen Entwurfsvariablen gestreut und ein Metamodell zur Ermittlung des Minimums verwendet.

In [Vos11] werden stochastische Simulationen der Fertigungsschritte eines Kokillengussbauteils mit Sandkernen durchgeführt, um den jeweiligen Anteil an der Gestaltabweichung des Bauteils zu ermitteln. Mit Hilfe von *Monte-Carlo* Simulationen und Versuchsplänen nach dem *Latin Hypercube* Verfahren werden die Streueinflüsse u. a. von Maschinenparametern und physikalischen Randbedingungen analysiert. Die Gießsimulation beschränkt sich dabei jedoch auf die Erstarrungsberechnung.

1.3.2.3 Verfahren basierend auf strukturmechanischen und multidisziplinären Analysemodellen

Eine Herausforderung der Strukturoptimierung ist es, neben der Minimierung üblicher Zielfunktionen, wie der mittleren Nachgiebigkeit oder der Masse, einen herstellbaren Entwurf zu erzeugen. Dies kann einerseits über Fertigungsrestriktionen erreicht werden, wobei Entwurfsvariablen so in Beziehung zueinander gesetzt werden, dass nur fertigungsgerechte Formen entstehen können. Andererseits können multidisziplinäre Optimierungsansätze angewendet werden, bei denen die Ergebnisse unterschiedlicher Analysemodelle berücksichtigt werden. Durch Ansätze zur Kopplung von fertigungsspezifischen Ergebnissen mit dem Strukturverhalten (Abschnitt 2.3.3 bzw. 2.4.4) können diese beiden Disziplinen zu einer gemeinsamen Zielfunktion zusammengefasst werden, ohne eine Mehrzieloptimierung durchzuführen. [Rot10] [Sch05] [Wan11]

Im Projekt OPTIMAT [Sch12] wird eine multidisziplinäre Optimierungsprozesskette aufgebaut, um die Beanspruchbarkeit einer Gussprobe zu erhöhen. Hierbei werden mehrere Optimierungsschleifen ineinander verschachtelt, bei denen die statische Festigkeit einer Zugprobe, deren Herstellbarkeit sowie die Betriebsfestigkeit sukzessive überprüft werden. In der parallel zu dieser Dissertation durchgeführten Arbeit [Mac14] wird eine vergleichbare DOE-basierte Optimierungsprozesskette angewendet, um Druckgussbauteile hinsichtlich der Steifigkeit und der Gießbarkeit zu optimieren. Die Zielfunktionen der Strukturberechnung und der Gießsimulation werden dabei mit Hilfe einer Mehrzielbetrachtung einander gegenübergestellt.

Ein weiterer Ansatz, einen höheren fertigungsspezifischen Reifegrad in Gussbauteilen zu berücksichtigen, ist es voroptimierte lokale Geometrien in der Konstruktion einzusetzen [Mai02] [Sch02]. Beim beschriebenen Beispiel wird die Kerbwirkung von T-Stößen durch bionisch inspirierte Formoptimierungen minimiert. Im Anschluss werden Erstarrungssimulationen durchgeführt, um entsprechende Defekte zu reduzieren.

1.3.3 Einordnung und Bewertung der analysierten Arbeiten

Aus Abschnitt 1.3.1 werden u. a. die Erkenntnisse aus [Fre07] und [Paa06] zum Aufbau der geometrischen bzw. strömungsmechanischen Modelle mitgenutzt und im weiteren Verlauf der Arbeit erneut aufgegriffen. Außerdem wird auf dem Ansatz von *Ravi* et al. aufgesetzt, Grundgeometrien zu betrachten. Zur Abgrenzung des methodischen und inhaltlichen Schwerpunkts dieser Arbeit [X] ggü. den wesentlichsten in Abschnitt 1.3.2 vorgestellten Optimierungen, dient die Zusammenfassung in Tabelle 1-1:

Tabelle 1-1 Einordnung und Abgrenzung der hier durchgeführten Arbeit [X] ggü. relevanten Beispielen und Methoden aus der Literatur im Bereich der Optimierung

Disziplin des Analysemodells	Entwurfsraum: Gießsystem	Entwurfsraum: Bauteil	
		lokal	global
Strömung (Füllung)	[Bra93] [Hah12] [Tho13b]	[X] [Küp06]	[Mac14] [Sch12]
Erstarrung	[Kor09] [Kot12] [Hah12] [Har14]	[X] [Sax13a, b]	[Mac14] [Sch12]
Verschleiß	-	[X]	-
Strukturberechnung (Steifigkeit)	-	-	[Mac14]
Strukturberechnung (Festigkeit)	-	[X] [Mai02]	[Sch12]
Betriebsfestigkeit	-	-	[Sch12]
Multidisziplinär	-	[X]	[Sch12]

Der Fokus der untersuchten Forschungsprojekte liegt derzeit im Bereich der Auslegung des Gießsystems. Eine Ursache für diesen Trend kann sein, dass diese Geometrien auch noch in späten Entwicklungsphasen große Freiheitsgrade aufweisen. Zusätzlich muss bei der gießgerechten Auslegung der globalen Bauteilgeometrie gleichzeitig immer auch dessen Strukturverhalten berücksichtigt werden. Da dies eine fertigungstechnische und strukturmekanische Betrachtung des gesamten Systems nach sich zieht, ergibt sich daraus ein zu hoher Rechenaufwand. Eine Möglichkeit dies zu vereinfachen und höhere Modellgenauigkeiten zu erzielen, ist die Lokalisierung auf wiederkehrende Grundgeometrien. Diese werden voroptimiert und dann ohne weitere Änderung in ein Bauteil eingebracht, um dessen Beanspruchbarkeit zu erhöhen. Vereinzelt sind schon Optimierungsergebnisse mit dieser Methodik erarbeitet worden [Mai02] [Sax13a, b], allerdings ist zu bemerken, dass hierbei keine Kopplung der Berechnungsdisziplinen durchgeführt wurde. Dies wird auf Bauteilniveau nur in [Mac14] oder [Sch12] beschrieben. Druckgusspezifische Randbedingungen sind im Bereich der Fertigungssimulation ebenfalls nur vereinzelt [Mac14] [Tho13b] vertreten. Ein Grund hierfür ist, dass die strömungsmechanische Abbildung des stark turbulenten Füllvorgangs rechenintensiv ist und insbesondere in Gesamtbauteilmodellen mit Unschärfen belegt ist. Darüber hinaus konnten keine Arbeiten gefunden werden, bei denen der Verschleiß von Gussformeinsätzen numerisch optimiert wird. Da der Themenkomplex streuender Eingangsparameter und der Robustheit bei der Gussbauteilauslegung nur von wenigen Arbeiten, wie [Vos11] und [Har14], behandelt wird, soll dies ebenfalls in der hier vorliegenden Arbeit betrachtet werden.

2 Grundlagen

Das Grundlagenkapitel gliedert sich in fünf Abschnitte, welche dem Leser zunächst einen Überblick über die fertigungsspezifischen Randbedingungen von Gießprozessen verschaffen soll (Abschnitt 2.1). Abschnitt 2.2 fasst Gestaltungsempfehlungen zusammen, die für die betrachteten Gussgrundgeometrien bzw. artverwandte Strömungsphänomene herangezogen werden. Im Anschluss werden die Grundlagen zur Berechnung des Fertigungsverfahrens (Abschnitt 2.3) und des Strukturverhaltens (Abschnitt 2.4) von Gussbauteilen vorgestellt. Abschnitt 2.5 beschreibt Methoden der numerischen Optimierung.

2.1 Leichtmetallgussbauteile im Automobil

In diesem Abschnitt soll ein Überblick über Gussverfahren und -legierungen (Abschnitt 2.1.1), die resultierenden Werkstoffeigenschaften sowie typische Gießfehler (Abschnitt 2.1.2 bzw. 2.1.3) und Qualitätsmanagementmaßnahmen (Abschnitt 2.1.4) von Leichtmetallgussbauteilen im automobilen Serieneinsatz gegeben werden. Hierbei stehen Karosserie-strukturlegierungen im Fokus. Um das Druckgussverfahren ggü. dem anderen fahrzeug-typischen Fertigungsverfahren für Leichtmetalle, dem Kokillenguss, besser einordnen zu können, sind dessen wesentlichste Prozessspezifika ebenfalls aufgeführt.

2.1.1 Fertigungsverfahren und genutzte Legierungen

Nach DIN 8580 [DINf] werden urformende Fertigungsverfahren nach dem Zustand des verarbeiteten Materials gegliedert. Im Fahrzeugbereich ist dabei vor allem die flüssige Verarbeitung des Rohmaterials durch Gussverfahren von hoher Relevanz. Alternativ lassen sich die Verfahren nach den verwendeten Werkzeugarten in verlorene Formen und Dauerformen unterscheiden. Aufgrund der Wirtschaftlichkeit, Taktzeit, Maßhaltigkeit und Bauteilgröße konzentrieren sich die eingesetzten Verfahren bei Mittel- und Großserien auf verschiedene Kokillen- und Druckgussvarianten sowie einige Sonderfahren, wie teilflüssige (plastische) Verfahren, wie z. B. *Thixomolding*. [Cze08] [EAA11] [Fri08]

Bei Kokillengussverfahren wird die Schmelze mit Hilfe der Schwerkraft oder geringer Überdrücke (ca. 0,2 - 0,7 bar) zumeist steigend gegen Umgebungs- oder Überdruck (ca. 4-5 bar bei Gegendruckverfahren) vergossen. Die Formfüllzeiten liegen deutlich über den im Druckguss Üblichen (s. Tabelle 2-1), wodurch ein turbulenzarmes Füllen möglich ist, gleichzeitig aber auch höhere Mindestwanddicken bedingt werden. Typische Anwendungen für dieses Verfahren sind Kurbelgehäuse sowie Fahrwerkslenker, wobei wegen der geringen Drücke auch Sandkerne zur Erstellung von hinterschnittigen oder hohlen Geometrien eingesetzt werden können. [Alu96] [BDG10] [Col11] [EAA11] [Fri08]

In der Karosserie kommen für gegossene Knoten- oder Trägerstrukturen fast ausschließlich Druckgussverfahren zum Einsatz. Diese wiederum beschränken sich aufgrund der Bauteilgröße, den erforderlichen Fülldrücken, der eingesetzten Legierungen und der Werkzeugstandzeit meist auf Kaltkammerv Verfahren. Dabei wird zunächst mit einer Dosiervorrichtung

eine Gießkammer mit Schmelze befüllt, danach wird diese mit einem Kolben in die Bauteilkavität gepresst und erstarrt unter Nachdruck. Die Drücke erreichen im Normalfall maximale Niveaus von 750-1.000 bar und sind u. a. durch die maximale Kraft beschränkt, mit der die Maschine die beiden Formhälften zusammenpressen kann (Schließkraft). Die Füllzeit ist dabei so kurz (s. Tabelle 2-1), damit ein Vorerstarren der Schmelze bei der Füllung vermieden wird und entsprechend dünnwandige Strukturen möglich sind. Teilweise wird zur Unterstützung der Füllung und zur Entlüftung ein Vakuum angelegt, wobei Absolutdrücke von unter 0,1 bis 0,35 bar möglich sind. [Büh14] [Fro65] [Fri06] [Fri08] [Sch08]

Eine Gegenüberstellung der verfahrenstechnischen Kenngrößen kann Tabelle 2-1 entnommen werden. Die Werkzeugstandzeiten geben an, wann der Verschleiß des Gusswerkzeugs so groß ist, dass es ersetzt werden muss. Gründe für die deutlich höheren Standzeiten bei der Verwendung von Magnesiumlegierungen sind neben deren niedrigen Wärmeinhalt die geringere Neigung der Schmelze Eisenatome aus der Form zu lösen. [Fri06] [Fri08]

Tabelle 2-1 Verfahrenstechnische Gegenüberstellung des Kokillen- und Druckgussprozesses

Verfahren	Legierung	Formtemperatur [°C]	Formfüllzeit [s]	Taktzeit [Schuss/h]	Werkzeugstandzeit* [Tsd.-Schuss]
Druckguss	Aluminium	200-280 °C ³	0,001-0,1 ³	30-60 ¹ 40-200 ²	50-200 ^{2,3,4,5}
	Magnesium	250-380 °C ³	0,001-0,1 ³	30-120 ⁸	80-300 ^{2,3,4,5}
Kokillenguss	Aluminium	250-350 °C ³	10-30 ¹	6-12 ¹	20-150 ^{6,7}

¹[Col11], ²[Fri06], ³[Fri08], ⁴[Fro65], ⁵[VDD08], ⁶[Alu96], ⁷[Sch86], ⁸[Fri13]

Bei mehrfachen Quellennennungen bezieht sich die dargestellte Wertspreizung auf die genannten Extremwerte.

*Sofern in der Quelle angegeben, bezogen auf Cr-Mo-legierte Warmarbeitsstähle.

Den flüssigen Verfahren ist gemein, dass eine Gießtemperatur zwischen 650 und 750 °C angestrebt wird, um ein Vorerstarren der Schmelze bei der Füllung zu vermeiden [Fri08].

Die Festlegung geeigneter Fertigungsprozessparameter ist nach wie vor stark von erfahrungsbasierten Methoden geprägt [Kri06]. Zunehmend werden auch Modelle, wie Versuchspläne oder neuronale Netze und Optimierungen zur Findung geeigneter Parameter und zur Reduktion von Gussdefekten genutzt. [Hil13] [Kar08] [Ver08] [Pat13] [Zhe09]

Die genutzten Aluminium- und Magnesiumlegierungen werden nach DIN EN 1706 und 1753 [DINb] bzw. [DINc] und dem amerikanischen ASTM-System [Kam00] genormt. Während Aluminiumbauteile oftmals rohbaufest eingesetzt werden, sind Magnesiumbauteile bislang überwiegend als Montagekomponenten im Serieneinsatz. Während im Karosserie- und Fahrwerksbereich Duktilität, Fügbarkeit und Korrosionsbeständigkeit zu den Hauptanforderungen gehören, müssen thermisch beaufschlagte Bauteile im Antriebsstrang geringe Kriechneigungen aufweisen und druckdicht sein. Übergeordnet sollen alle Legierungen gut gießbar sein und nicht am Werkzeug anhaften. Diese Anforderungen können sowohl mit naturharten und im Fall von Aluminium auch mit wärmebehandelten Legierungen erreicht werden. Da Letztere zusätzliche Produktionsschritte umfassen und einen Verzug des Bauteils bewirken können, wird vielfach versucht deren Einsatz einzuschränken. Zu den häufigsten Aluminiumgusslegierungen gehören die der AlSi-, bzw. AlMg-Gruppe. Beispielhaft seien die Legierungen AlSi7Mg0,3, deren modifizierte Form mit reduziertem Eisengehalt (C611) sowie die naturharten Legierungen AlSi9Mn und AlMg5Si2Mn genannt [Alc05] [Rhe02] [Rhe04]. Magnesium wird vielfach mit der gut gießbaren Legierung MgAl9Zn1 (AZ91) eingesetzt,

sofern Duktilität benötigt wird, finden manganhaltige Legierungen (AM50, AM60) Einsatz. In Bereichen, in denen Kriechfestigkeit von hoher Bedeutung ist, werden oftmals Seltene Erden zulegiert (AE-Gruppe). [Alu96] [EAA11] [Fri13] [Hän02] [Har13] [Kam00] [Neu12].

Weitere Legierungen und deren Details können Anhang 1 und deren übliche mechanische Eigenschaften Abschnitt 2.1.2 entnommen werden.

2.1.2 Werkstoffeigenschaften

2.1.2.1 Gefügebau

Wie in Bild 2-1 am Beispiel der Magnesiumlegierung MgAl6Mn (AM60) zu erkennen ist, lässt sich das Gefüge in mehrere Komponenten unterscheiden. Geht man von einem binären Legierungssystem mit untereutektischem Aufbau aus, so besteht es im Wesentlichen aus primären α -Mischkristallkörnern und einem eutektischen Gefüge. Die Erstarrungsmorphologie des Gefüges hängt neben der Legierung auch vom Fertigungsverfahren ab. Bei einer exogenen Kristallisation bewegt sich das Wachstum vom Formrand zum Kern des Bauteils, im umgekehrten Fall, der Kristallisation im Inneren der Schmelze, spricht man von endogener Erstarrung. Bei der schnellen Abkühlung der Schmelze an der Formwand im Druckguss entsteht dort ein feines und defektfreies Gefüge, welches bessere mechanische Eigenschaften als im Bauteilkern aufweist. Im eutektischen Gefüge finden sich ebenfalls α -Mischkristalle, die sekundären Legierungsbestandteile und etwaige intermetallische Phasen (z. B. Mg₁₇Al₁₂). Im dargestellten Beispiel sind die primären α -Mischkristalle globulitisch erstarrt und es zeigen sich auch ternäre Phasenanteile. [Bar05] [Büh14] [Lau04]

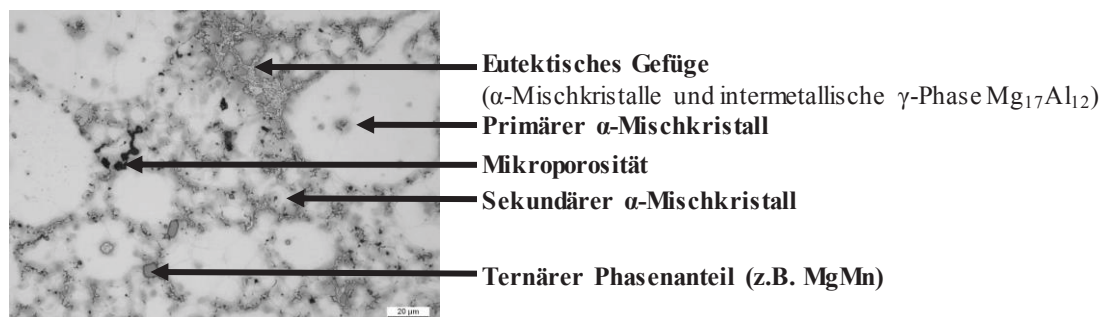


Bild 2-1 Morphologisches Gefügebild der Legierung MgAl6Mn (AM60) im Metallspritzgießprozess (*Thixomolding*) in einem geätzten 100-fach vergrößerten Schliff, [Mau09] [Mau11]

2.1.2.2 Mechanische Eigenschaften

Zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften wird in diesem Abschnitt ausschließlich auf quasistatische, einachsige Effekte eingegangen. Weitere mechanische, physikalische und chemische Eigenschaften von Leichtmetalllegierungen und deren Schmelzen können bspw. [Alu95] [Hon08] [Kam00] oder [Gal04] entnommen werden.

Bei den technischen Spannungs-Dehnungskurven der Gusslegierungen in Bild 2-2 fällt auf, dass die Verfestigung im plastischen Bereich bis zum Bruch durchweg zunimmt. Ein ausgeprägtes Einschnürverhalten, wie bei vielen Stahlzugproben, ist nicht zu erkennen.

Während das Verfestigungsverhalten unterschiedlicher Proben sich ähnelt, streuen die Bruchdehnungen stark.

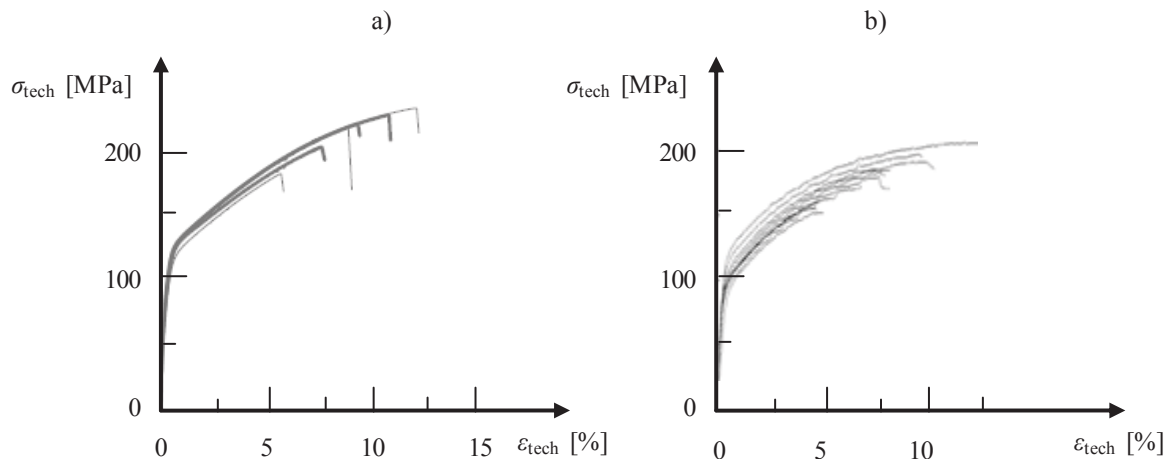


Bild 2-2 Technische Spannungs-Dehnungskurven des uniaxialen Zugversuchs der a) Magnesiumlegierung MgAl6Mn (AM60) [Dor09b] und b) der Aluminiumlegierung AlMg5Si2Mn [Tre05] (jeweils Druckguss)

Da die Bruchdehnung ein wichtiges Auslegungskriterium für Gussbauteile ist, werden in Bild 2-3 typische Wertebereiche der Bruchdehnung für Magnesium- und Aluminiumlegierungen genauer aufgezeigt. Sofern keine genauere Angabe zur Wärmebehandlung gemacht wird, handelt es sich um den Gusszustand. Typische Wertebereiche für die 0,2 % Dehngrenze und die Zugfestigkeit können Anhang 2 und Anhang 3 entnommen werden.

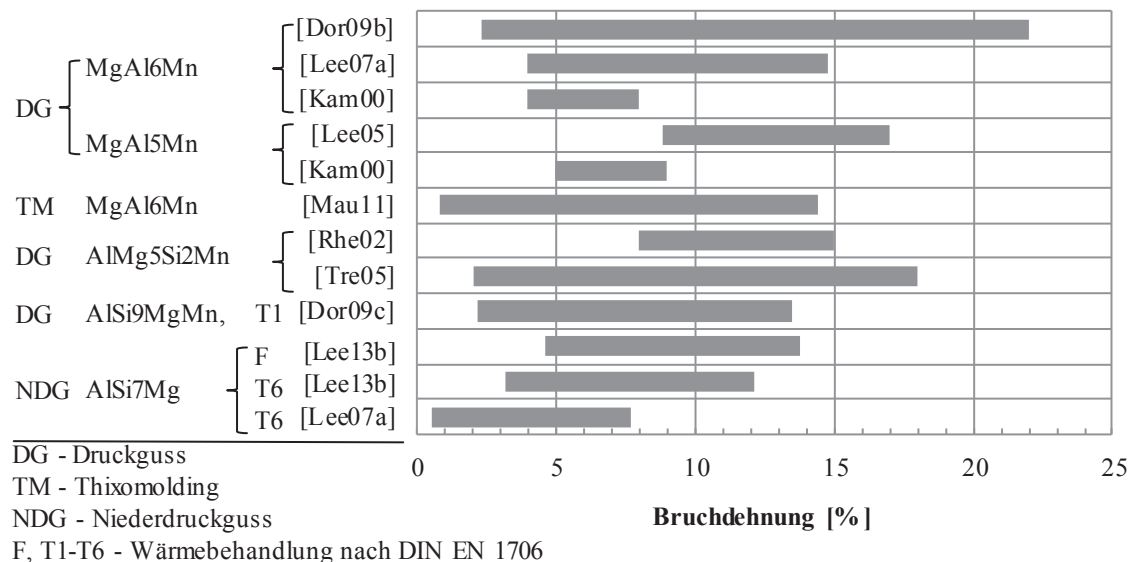


Bild 2-3 Wertebereich der Bruchdehnung typischer Aluminium- und Magnesiumlegierungen

Als Gründe für die hohen Streuungen und die unterschiedlichen Wertebereiche sind die Entnahmepositionen im Gussbauteil, Einflüsse geänderter Fertigungsrandbedingungen sowie stochastische und prüftechnische Effekte anzuführen [Dor09b] [Iss06] [Mau11] [Tre05]. Ausführlichere Betrachtungen zu diesem Thema sind in Abschnitt 2.4.4 zu finden. Da sich bei praktisch allen Legierungen auch niedrige Werte im Bereich von 2 - 4 % Bruchdehnung finden, ist auch ein sprödes Werkstoffverhalten bei der Auslegung zu berücksichtigen.

2.1.3 Gießfehler

Gießfehler können in drei Gruppen eingeteilt werden (Bild 2-4). Erstens werden die Werkstoffeigenschaften durch lokale Defekte reduziert. Zweitens verursachen mechanisch, thermisch und chemisch bedingte Formverschleißeffekte eine Reduktion der Werkzeugstandzeit [Hei14b]. Drittens können dem Bauteil Eigenspannungen überlagert sein, die zum Verzug und zu Rissen führen können. Diese können neben dem Abguss auch aus der Wärmebehandlung oder einer Schweißung herrühren [Hei14a] [Tho13a]. Neben der Tatsache, dass Gießfehler die Funktion des Bauteils negativ beeinflussen, haben diese auch eine wirtschaftliche Komponente, da dadurch mehr Ausschuss und eine geringere Werkzeugstandzeit verursacht werden. Die Effekte weisen vielfach eine deterministisch-stochastische (systematisch-statistische) Charakteristik auf. Beispielsweise haben Gussdefekte oft eine deterministische Abhängigkeit vom Fließweg. Gleichzeitig ist deren Größe und Anzahl an einer bestimmten Lokalität einer hohen Streuung unterworfen [Trei05].

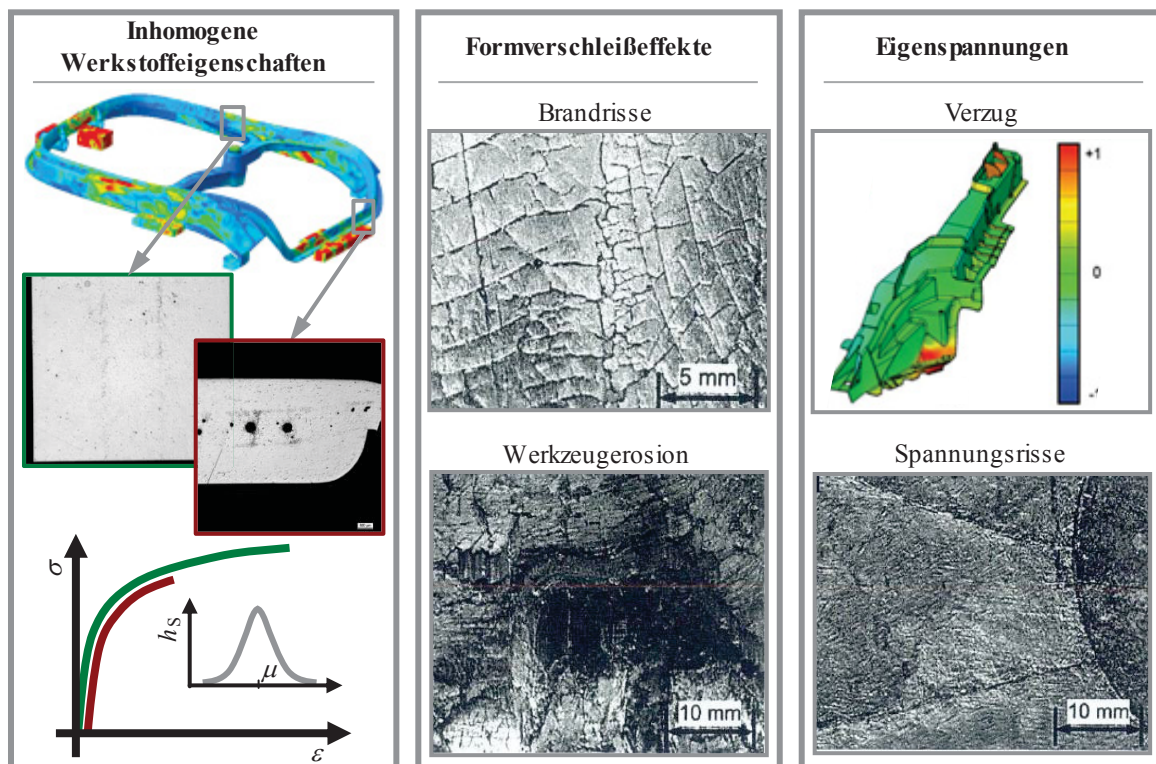


Bild 2-4 Einteilung typischer Gießfehler, nach [Mau13] [Gil10] [Hei14a] [Tho13a]

Eine Übersicht zur Beschreibung, Entstehung und Vermeidung von Gefügedefekten kann [And04] und [Has99] sowie für Formverschleißeffekte [Che99] oder [Ven95] entnommen werden. In Tabelle 2-2 sind diese für Druck- und Kokillengussbauteile zusammengefasst und nach ihrem primären Entstehungszeitpunkt gegliedert.

Tabelle 2-2 Gliederung typischer Gießfehler für Druck- und Kokillengussanwendungen, nach [And04] [Che99] [Dom09] [Has99] [Ven95]

	Gießfehler	primärer Auftrittsort im Gefüge	Schädigung
primärer Entstehungszeitpunkt	Füllung	Gasporosität, -blasen/Lufteinschlüsse	Gefüge
		Einschlüsse (z. B. Oxide)	Gefüge
		Kaltfließstelle	Gefüge
		unvollständige Füllung	Gefüge
		Mechanische Erosion (Abrasion, Aufprall von flüssigen und festen Partikeln, Kavitation)	Form, (Gefüge)
		Chemische Erosion (Verschweißung, Korrosion)	Form, (Gefüge)
		Brandrisse	Form, (Gefüge)
	Erstarrung	Lunker, Mikroporositäten	Gefüge
		Seigerungen	Gefüge
		Kaltrisse	Gefüge
		Warmrisse (Heißrisse)	Gefüge
		Verzug/Eigenspannungen	Gefüge, (Form)

Porositäten können durch füllungs- und erstarrungsspezifische Phänomene sowie deren Kombination auftreten. Gasporositäten (-blasen) bzw. Lufteinschlüsse entstehen während der Füllung, bei der verdampfte Formtrennstoffe (Gießgase) oder Luft in die erstarrende Schmelze eingewirbelt und eingeschlossen werden. Ein zusätzlicher Effekt ist in Gleichung (2-1) dargestellt. Bei Kontakt der Schmelze mit Wasser(dampf) entsteht Metalloxid und Wasserstoff. Bei der Erstarrung tritt eine rückläufige Löslichkeit auf und Wasserstoff-Blasen werden ausgeschieden. [Fri08] [Has99] [Jak12] [Vog11]



Erstarrungsbedingte Poren, wie Lunker, sind auf Schwindungsprozesse im erstarrenden Bauteil zurückzuführen. Diese bewirken ein Volumendefizit im Gussbauteil, welches bei nicht ausreichender Nachspeisung zu deren Bildung führt. Zur Reduktion von hohlraumartigen Defekten kann Nachdruck aufgebracht werden, um diese zu komprimieren [Has99].

Die in Gleichung (2-1) beschriebenen Verbindungen, wie Aluminium- oder Magnesiumoxid, können sich sowohl während des Füllvorgangs und außerhalb des Werkzeugs bei Kontakt mit Luftsauerstoff, -feuchtigkeit oder wasserbasierten Formtrennstoffen bilden. Die Reaktion kann an der Grenzfläche der Schmelze zur Atmosphäre bzw. an Porenoberflächen stattfinden. Diese Defekte treten im Gefüge als dünne filmförmige Häutchen auf und bewirken eine örtliche Trennung des Gefügeverbunds, mit entsprechend negativem Einfluss bspw. auf die mechanischen Werkstoffeigenschaften. Beim Einschluss von Verunreinigungen (z. B. Trennmittel) oder Kaltfließstellen ergibt sich ein ähnlicher Effekt, wobei Letzterer durch ein Aufeinandertreffen vorerstarrter Schmelzefronten entsteht, was zudem zu unvollständig gefüllten Bauteilbereichen führen kann. [EAA11] [Has99] [Nie09] [Yue12]

Nach [Che99] und [Ven95] hat mechanische Erosion ihre Ursache in Kavitation sowie der Kollision von flüssigen oder vorerstarrten Partikeln mit der Formwand oder Abrasionseffekten. Kavitation entsteht, wenn der lokale Druck unter den Sättigungsdampfdruck der Schmelze fällt, was z. B. aufgrund hoher Geschwindigkeiten in Kombination mit Querschnittsänderungen auftritt. Dadurch bilden sich Blasen, welche, sobald sie wieder kollabieren, große Druckspitzen freisetzen und damit das Werkzeug schädigen können. Wenn

flüssige Schmelzepartikel mit hoher Geschwindigkeit mit der Formwand kollidieren, kann Material durch Kraterbildung, plastische Verformung und anschließendes Ausbrechen der Ränder abgetragen werden. Ähnliche Effekte können beim Auftreffen von vorerstarrten Partikeln entstehen. Reibungsbedingte, abrasive Effekte durch laterales Überströmen der Formwand treten primär am Anschnitt auf. [Che99] geht davon aus, dass im druckgusstypischen Umfeld keine verschleißspezifischen Kurzzeitschädigungen durch das Auftreffen von Schmelzepartikeln auftreten und empfiehlt längerfristige Untersuchungen. Fachfremde Studien zur Langzeitschädigung von wasserdurchströmten Rohren zeigen ein progressives Schädigungsverhalten bei untersuchten Geschwindigkeiten von bis zu 184 m/s und einer Belastungsdauer von bis zu 120 h [Hat09].

Chemische (metallurgische) Erosionseffekte treten auf, wenn die Schmelze in Kontakt mit dem Formgrundwerkstoff kommt. Dies entsteht bspw., wenn durch den Schmelzestrom Trennmittel und die schützende Oxidschicht abgetragen werden (Auswaschung). Durch diesen Kontakt kommt es zu Diffusionseffekten, bei dem es bereits nach wenigen tausend Abgüssen zur Korrosion der Form kommen kann [Hei14b] [Shi95]. In [Dom09] wird angeführt, dass diese Prozesse einerseits bei erhöhten Temperaturen und längerem Kontakt entstehen und andererseits beim Auftreffen von Schmelzepartikeln mit hoher Geschwindigkeit. Als Resultat kommt es zur Verunreinigung der Schmelze mit Eisenatomen, dem Abtrag der Formoberfläche und zur Verschweißung („Verklebung“) von Bauteil und Form durch eine intermetallische Phase. Letzterer Effekt führt durch die behinderte Entformung zum Ausschuss und Formverschleißeffekten.

Brandrisse entstehen aufgrund der thermomechanischen Wechselbeanspruchung während der Fertigung und zeichnen sich im Bauteil als Adernetzwerk ab. Die thermische Beanspruchung ist an den Stellen am höchsten, wo das Trennmittel durch einen hohen Schmelzevolumenstrom besonders stark abgetragen wird. Je nach Autor werden kritische Schusszahlen von wenigen tausend [Has99] bzw. 10.000 bis 20.000 für Aluminiumschmelzen [Hei14a, b] genannt, ab denen sich ein progressiver Schadensverlauf einstellt.

Seigerungen entstehen durch die Entmischung der Schmelze bei der Erstarrung, was zu örtlichen Konzentrationsunterschieden der Phasen im Gefüge und damit zu lokalen Schwachstellen führen kann. Dies tritt teilweise in Form von Defektbändern auf, welche der Bauteilkontur folgen und in denen sich auch Porositäten konzentrieren können [Lau04].

Kaltrisse entstehen aufgrund von zu hoher mechanischer Belastung, bspw. beim Auswerfen oder bei behinderter Schwindung. Die Ursache von Warmrissen sind Eigenspannungen, die sich beim Erstarren ausbilden und die das Beanspruchungspotenzial des Gusswerkstoffs lokal übersteigen. Beide Defekte werden durch inhomogene Erstarrung aufgrund der Kühlungsanordnung, bzw. starke Querschnittssprünge im Bauteil begünstigt. [Has99] [Sta12]

Zur Vermeidung der einzelnen Defektarten können konstruktive, werkzeug- und prozesstechnische Maßnahmen bzw. verschiedene Vor- und Nachbehandlungsschritte ergriffen werden: Generell sind homogene Wandickenverteilungen und weiche Übergänge anzustreben, um die Bildung von Turbulenzen bzw. Schwindungsdefiziten zu vermeiden (s. Abschnitt 2.2). Durch entsprechende Kühlungs- bzw. Überlaufsysteme können ebenfalls Defekte reduziert bzw. aus dem Bauteil ausgespült werden. Der Gießprozess an sich bietet

ebenfalls ein Optimierungspotenzial, wie z. B. durch Schmelzevorbehandlungen zur Entgasung, gezielte Prozessführung (z. B. Vermeidung von Wellenbildung in der 1. Phase beim Druckgießen) oder Nachspeisung. Um die mechanischen Eigenschaften eines Gussteils nach der Fertigung zu beeinflussen ergibt sich die Möglichkeit von Wärmebehandlungen oder mechanischer Nachbehandlung (z. B. Kugelstrahlen). [And04] [Bar05] [Has99]

Simulationsansätze für die erläuterten Gießfehler sowie die Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften können den Abschnitten 2.3.3 & 2.4.4 entnommen werden.

2.1.4 Qualitätsmanagement

Aufgrund der teilweise ausgeprägten Streuung von Gefügedefekten und mechanischen Eigenschaften ist es erforderlich sowohl den Gießprozess als auch die Qualität der produzierten Bauteile zu überwachen. Hierbei kann sich die Komplexität der Prüfungen von einfachen Sicht- und Röntgenuntersuchungen bis hin zu zerstörenden metallografischen Schliff- und Zugprüfungen erstrecken. Je nach Komplexität der Prüfmittel und -frequenz stellt dies einen bedeutenden wirtschaftlichen Anteil bei der Fertigung dar.

Eine Möglichkeit ein effizientes Prüfprogramm zu erstellen, ist durch die Definition von Grenzmustern oder *Quality Maps*, mit denen lokal akzeptable Defektgrößen oder mechanische Eigenschaften spezifiziert werden. Teilweise werden für sicherheitsrelevante Bauteile Konfidenzintervalle erstellt, mit denen sich Aussagen über die Ausfallwahrscheinlichkeit des Bauteils treffen lassen. [Ale04] [BDG10b] [EAA11] [Has99] [VDG05]

2.2 Geometrische Gestaltung von Gussbauteilen

Der Fokus der an dieser Stelle beschriebenen Gestaltungsempfehlungen liegt auf typischen automobilen urformenden Fertigungsverfahren und die betrachteten Grundgeometrien, wobei zur besseren Gesamtübersicht und zum Vergleich auch weitere Fertigungsverfahren und Werkstoffe, wie Kunststoffe und artverwandte strömungs- und strukturmechanische Phänomene, betrachtet werden. Die Gestalt basiert dabei vielfach auf Erfahrungswerten oder empirischen Näherungsfunktionen. Teilweise wird das Hilfsmittel der numerischen Optimierung (s. Abschnitt 2.5) eingesetzt, um bei der Formfindung zu unterstützen.

2.2.1 Wanddicke

Die Wanddicke ist neben der eigentlichen Bauteilform einer der wichtigsten geometrischen Dimensionierungsparameter für ein Bauteil, da dadurch maßgeblich das Gewicht und das Tragvermögen bestimmt werden. Zu kleine Wanddicken können zur vorzeitigen Erstarrung des Materials und damit zur ungleichförmigen Füllung des Bauteils führen. Durch die mangelnde geometrische Stabilität kann es zudem zu Unebenheiten, Einfallstellen und zum Durchdrücken von Konturen, wie Rippen, führen. Sind die Wanddicke und insbesondere deren Variation zu hoch gewählt, kann dies u. a. zum verstärkten Auftreten von Lunkern und Verzugseffekten führen. Auch von wirtschaftlicher Seite sollte die Wanddicke nicht zu hoch angesetzt werden, da neben dem erhöhten Materialeinsatz auch mit einer Verlängerung der

Zykluszeiten, stärkerer thermischer Belastung des Werkzeugs und damit kürzerer Standzeiten zu rechnen ist. [GEP97] [Hof12] [VDD08]

Nachfolgend sind in Tabelle 2-3 für gängige NE-Legierungen, in Abhängigkeit der Sprengfläche, die empfohlenen Mindestwanddicken im Druckgussverfahren aufgeführt.

Für Schwerkraftgussverfahren empfiehlt [Fre07] für Magnesium und Aluminium minimale Wanddicken von 2-4 mm, für Stahl-, Eisen- und Graugusswerkstoffe 5-8 mm.

Tabelle 2-3 Empfohlene (Mindest-)Wanddicken für Druckguss-Bauteile in Abhängigkeit von Werkstoff und Sprengfläche, nach ¹[Fre07] und ²[Mad07]

Sprengfläche [cm ²]	Empfohlene (Mindest-)Wanddicke t_w [mm]			
	Magnesium	Aluminium	Zink	Kupfer
< 25 ¹	0,8	0,8	0,6	1,5
25-100 ¹	1,3	1,3	1,0	2,0
100-500 ¹	1,8	1,8	1,5	2,5
> 500 ¹	2,5	2,5	2,0	3,0
2000-5000 ²	2,8-6,0	2,8-6,0	2,2-4,6	-

Die Mindestwanddicke kann auch in Abhängigkeit der Fließlänge angegeben werden, für AM50 und AM60 kann dies Anhang 4 entnommen werden [Fre07] [Fri06].

2.2.2 Entformungsschräge

Bei der Gestaltung der Form müssen bestimmte nicht-hinterschnittige Winkel ggü. der Entformungsrichtung eingehalten werden, da es sonst neben Entformungsproblemen zu Schäden am Gussbauteil, in Form von Schabstellen, Verformungen oder Kaltrissen kommen kann. Zusätzlich ergibt sich bei zu kleinen Winkeln ein erhöhter Bedarf an Formtrennmittel, wodurch die Gefahr von Porositäten erhöht wird [VDD08].

In Anhang 5 sind für verschiedene Werkstoffe minimale Entformungsschragen α für das Druck- bzw. Spritzgussverfahren aufgeführt. Hierbei ist zu bemerken, dass die angegebenen Untergrenzen nur lokal gewählt werden sollten. Die Werte aus [Fre07] sind anhand einer Näherungsformel bestimmt worden, die für größere Tiefen zunehmend reduzierte Entformungswinkel empfiehlt. Generell werden für Großserienbauteile aus Aluminium und Magnesium Entformungsschragen von ca. 2° empfohlen. [Fri06] [VDD08]

2.2.3 Querschnittsübergänge

Eine einfache Dimensionierungsmöglichkeit zur Gestaltung von geometrischen Übergängen und zur Reduktion von Materialanhäufungen oder erstarrungsbedingter Defekten bietet die *Heuverssche* Kreismethode. Diese baut auf der Formel von *Chvorinov* auf, in der die Erstarrungszeit t_s proportional zum Quadrat des Erstarrungsmoduls M (Verhältnis von Gussstückvolumen V zu -oberfläche S) ausgedrückt wird:

$$t_s \sim M^2 = \left(\frac{V}{S} \right)^2 \quad (2-2)$$

Nach der *Heuversschen* Kreismethode kann ein gleichmäßiges Wärmegefälle bei der Erstarrung erreicht werden, wenn innerhalb eines variablen Querschnitts sich berührende

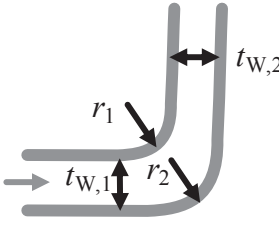
Kreisquerschnitte mit konstanten Wachstumsfaktoren, auch *Heuversfaktoren* h_H genannt, anwachsen. Diese Faktoren sind dabei werkstoff-, temperatur- und formstoffabhängig, sollten generell aber nahe eins liegen [Fri08] [GiL15]. Die Modulberechnung kann für verschiedene Bauteilabschnitte durchgeführt werden, wobei in [Bra09] bzw. [Nie09] Formeln für verschiedene Standardgeometrien bereitgestellt werden.

In Anhang 6 sind Konstruktionsempfehlungen für Übergänge von dickeren in dünnere Bauteilbereiche zusammengefasst, wobei grundsätzlich in Schmelzeflussrichtung eine Verjüngung bevorzugt wird. Dadurch lässt sich die Gefahr von Defekten reduzieren, wobei ein weicher Übergang erzeugt werden sollte, um lokale Spannungsspitzen zu vermeiden [BDG10] [GEP97].

2.2.4 Umlenkungen und L-förmige Querschnitte

An Umlenkungen kann es zu Strömungsablösungen, hohem Druckverlust und Turbulenzen kommen, wodurch Defekte ins Bauteil gelangen können. Zudem kommt es an scharfen Kanten zur lokalen Überhitzung des Werkzeugs und zu hohen Verschleißeffekten durch die starke Umlenkung der Schmelze [Bra09] [GEP97] [Nie09]. In Tabelle 2-4 sind Konstruktionsempfehlungen für Druckgussverfahren zusammengefasst. Geometrische Empfehlungen für weitere Verfahren können Anhang 7 entnommen werden.

Tabelle 2-4 Konstruktionsempfehlungen für Umlenkungen und L-förmige Querschnitte

	Verfahren	Werkstoff	$t_{W,2}$	r_1	r_2	Quelle
	Druckguss	NE-Metalle	$t_{W,1}$ $t_{W,1}$ $< t_{W,1}$	$t_{W,1}$ $1,0 \sim 1,25 \cdot t_{W,1}$ $2/3 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	$r_1 + t_{W,1}$ $\rightarrow 0$ $0 \leq r_2 \leq r_1 + t_{W,1}$	[Dyn15], [NAD12]
		Aluminium,	$t_{W,1}$	$t_{W,1}$	$r_1 + t_{W,1}$	[Fre07]
		Magnesium	$< t_{W,1}$	$2/3 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	$0 < r_2 < t_{W,2}$	
		Magnesium	$< t_{W,1}$	$> 2/3 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	$r_1 + t_{W,1}$	[Fri06]
		Zink	$\leq t_{W,1}^I$	$1,0 \sim 1,25 \cdot t_{W,1}$	$0 \leq r_2 \leq 2r_1 + t_{W,1}$	[Zin11] ¹

¹wenn $t_{W,2} < t_{W,1}/2$ Empfehlung am Radenauslauf einen 10°-Übergang vorzusehen

Ein oftmals analysiertes Phänomen in der Strömungsmechanik sind Rohrsysteme, die mit Hilfe des Druckverlustbeiwerts ζ charakterisiert werden können. Mit ihm kann der Verlust von Strömungsenergie durch Wandreibung, Wirbel und Sekundärströmungen beschrieben werden [Küp06]. Er wird mit der Druckdifferenz Δp zwischen Ein- und Auslass und dem dynamischen Druck, mit Dichte ρ und der Anströmgeschwindigkeit v_0 , gebildet (s. Abschnitt 2.3, [Pra90]).

$$\zeta = \frac{\Delta p}{0,5 \rho v_0^2} \quad (2-3)$$

Um den Einfluss der Geometrie zu berücksichtigen stellt [Sig12] eine Reihe von empirischen Näherungsfunktionen vor, um Reihen- und Parallelschaltungen von Rohren und Einbauten, wie Umlenken oder Armaturen, zu berechnen. Diese Ansätze werden dabei auch zur Auslegung von Krümmern und Bremsläufen in der Gießtechnik genutzt [Bra09].

Betrachtet man zusätzlich den Einfluss der *Reynoldszahl* Re auf den Druckverlustbeiwert ζ , so tritt ab einem Wert von $Re \approx 100.000$ ein asymptotisches Verhalten auf [Wos00].

In [Küp04a-07] werden Ansätze aus der Bionik verwendet, um Luftführungen zu optimieren. Hierbei werden Flussläufe analysiert, deren oftmals mäandrierender Verlauf bei Richtungsänderungen sich deutlich von Kreisbogenabschnitten unterscheidet. Mit Hilfe eines variablen versuchstechnischen Aufbaus werden verschiedene Krümmungskonfigurationen auf Basis einer evolutionären Optimierungsstrategie entwickelt, um den Entwurf mit minimalem Druckverlust bei $Re_{\max} \approx 240.000$ zu ermitteln (Bild 2-5).

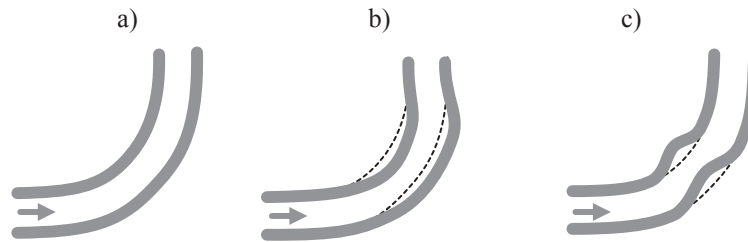


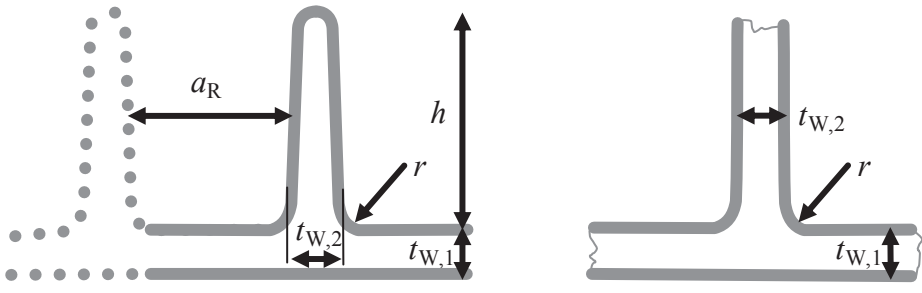
Bild 2-5 Optimierung von Luftführungsgeometrien, a) Ausgangsgeometrie, b), c) verbesserte Luftführungsgeometrien, nach [Küp04b-07]

2.2.5 Rippen und mehrstößige Verbindungen

Die naheliegendste Funktion von Rippen ist die geometrische Versteifung eines Bauteils, ohne global die Wanddicke zu erhöhen. Darüber hinaus können instabile Bauteilabschnitte, die zum Beulen oder Knicken neigen, abgestützt werden [Dup00] [Iss09]. Beim Fertigungsprozess können Rippen zur besseren Füllung des Bauteils genutzt werden, indem durch sie bspw. zusätzliches Material in schwindungsgefährdete oder schlecht entlüftete Bereiche transportiert wird [Bel95] [Fre07]. Zuletzt können Rippen zur Wärmeabfuhr und damit zur Kühlung der Grundfläche genutzt werden. Bei einem thermisch neutralen Verhältnis zwischen Rippen- und Grundflächendicke, erstarren alle Bereiche des Gussteils gleich schnell [Fre07].

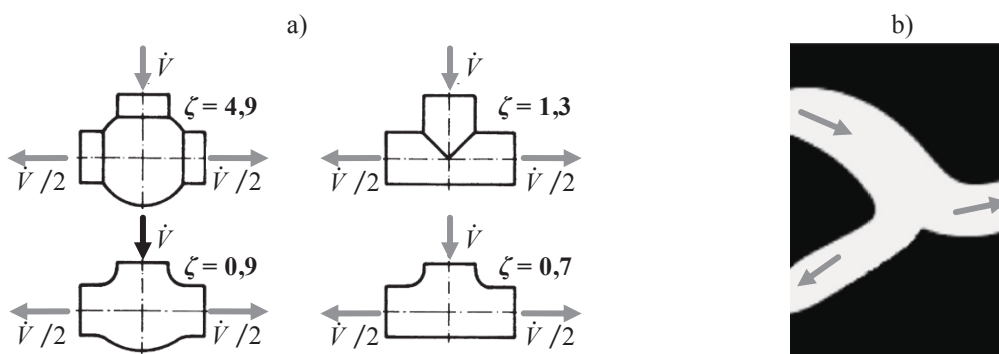
Bei ungünstiger Dimensionierung der Wandickenverhältnisse von Grundfläche zu Rippe kann dies zur Entstehung von Porositäten, zum Verzug des Bauteils, Warmrissbildung, oder, insbesondere bei Kunststoffbauteilen, zu Einfallstellen führen [Bel95] [Fri08] [Ros00]. Auch bei dieser Geometrie ist ein harmonischer Übergang an den Kanten anzustreben, da es sonst zu Spannungskonzentrationen und erhöhter Werkzeugbelastung kommt [GEP97]. Eine Maßnahme zur Reduktion schwindungsbedingter Poren sind zudem Gegenformungen, mit denen Materialanhäufungen am Rippenfuß reduziert werden können [Fri08]. Die Gestaltungsempfehlungen in Tabelle 2-5 und Anhang 8 sind aus Konstruktionsempfehlungen für T-stößige Verbindungen und Rippen abgeleitet.

Tabelle 2-5 Konstruktionsempfehlungen für Rippen und T-Stöße



Verfahren	Werkstoff	$t_{W,2}$	r	h	a_R	Quelle
Druckguss	NE-Metalle	-	$1 \sim 1,25 \cdot t_{W,2}$	$1 \cdot t_{W,1}$	-	[Dyn15] [NAD12]
	Al, Mg	$0,25 \cdot t_{W,1}$	$1 \sim 1,25 \cdot t_{W,2}$	$< 4,0 \cdot t_{W,1}$	$\geq 3 \cdot t_{W,1}$	[Fre07]
		$0,50 \cdot t_{W,1}$		$< 1,5 \cdot t_{W,1}$		
		$0,75 \cdot t_{W,1}$		$< 0,5 \cdot t_{W,1}$		
	Al, Mg	$t_{W,1}$	$t_{W,1}$	$< 70 \text{ mm}$	$0,5 \cdot h$	[PAG14a]
	Mg	-	$> t_{W,2}$	-	-	[Fri06]
Sand- & Kokillenguss	Al	$t_{W,1}$	$t_{W,1}$	-	$\geq 2 \cdot t_{W,2}$	[BDG10]

Zur steifigkeitsorientierten Auslegung eines verrippten Bauteilbereichs können die in [Bel95] und [Dup00] verwendeten Diagramme herangezogen werden. Aus diesen kann abgeleitet werden, welche Anzahl von Rippen in Abhängigkeit der Basisdicke $t_{W,1}$ notwendig ist, um eine äquivalente Steifigkeit wie eine aufgedickte Fläche im gleichen Bereich zu erreichen. Bei der Verrippung eines größeren Bauteilbereichs entstehen zwangsläufig Kreuzungspunkte, an denen es zu Materialanhäufungen kommt, die wie in den vorhergehenden Abschnitten bereits ausgeführt, zu Spannungskonzentrationen und zur verstärkten Defektbildung führen können. Idealerweise sollten Wabenverrippungen ggü. Kreuz- und Sternverrippungen vorgezogen werden, da diese bei der Erstarrung noch ein gewisses Maß an Schwindung zulassen, was die Rissbildungsgefahr reduziert. In Anhang 9 sind Konstruktionsempfehlungen für X- (Kreuz-) und Y-Kreuzungspunkte dargestellt. An dieser Stelle sei bemerkt, dass diese Kreuzungspunkte jeweils auch in T-stöbige Verbindungen aufgelöst werden können, wie den aufgeführten Quellen entnommen werden kann. [BDG10] [Fre07] [Fri08] [Mee08]

Bild 2-6 a) Druckverlustbeiwerte ζ für T-förmige Rohreinbauten [Sig12], b) Ergebnis einer Strömungs-Topologieoptimierung [Den11]

Für T-Verbindungsstücke, die mit dem Volumenstrom \dot{V} durchströmt werden, sind in [Sig12] für verschiedene geometrische Ausführungen ebenfalls Druckverlustbeiwerte angegeben (s.

Bild 2-6 a). In [Den11] werden u. a. für vergleichbare Strömungsphänomene Topologieoptimierungen durchgeführt, wodurch Strukturen, wie in Bild 2-6 b dargestellt, entstehen.

Zu bemerken ist, dass die dargestellten Empfehlungen für T-förmige Verbindungen nicht ohne Weiteres auf Rippen zu übertragen sind, da Rippenquerschnitte, im Gegensatz zu Rohrverzweigungen, ein definiertes Totwassergebiet besitzen.

2.2.6 Toleranzen

Maßliche Abweichungen in Gussbauteilen entstehen u. a. aufgrund von Schwindung, Verzug und der Formteilung. Für typische Maßbereiche der in dieser Arbeit betrachteten Bauteilabschnitte, sind basierend auf [BDG10] und [VDD08] in Tabelle 2-6 auszugsweise die Allgemeintoleranzen für Längenmaße nach DIN EN ISO 8062-3 [DINe] angegeben. Teilweise werden Toleranzfelder auch, alternativ zur Raumdiagonalen des Bauteils, nach ihrer Projektionsfläche eingeteilt. Ergänzend gibt es auch von Gießereiverbänden Merkblätter zu einhaltbaren Bauteiltoleranzen [Fre07] [VDD08]. In Anhang 10 ist zudem die enger tolerierte, ältere DIN 1688-4 auszugsweise dargestellt.

Tabelle 2-6 Toleranzfelder aus den Allgemeintoleranzen nach DIN EN ISO 8062-3 [DINe] für im Druck- und Kokillengussverfahren hergestellte Leichtmetalle, Werte aus [BDG10]

Bauteil-Größtmaß [mm]	Genauigkeitsgrad (DCTG*)	Längen-Nennmaßbereich [mm]				
		≤ 10	10-16	16-25	25-40	40-63
≤ 50	6	0,52	0,54	0,58	0,64	0,7
> 500	9	1,5	1,6	1,7	1,8	2

**Dimensional Casting Tolerance Grades*, die Grade 6-9 gelten für Druckgussbauteile, Maße in mm

2.3 Modellierung gießtechnischer Fertigungsverfahren

Die rechnerische Beschreibung von Gussverfahren ist komplex. Von strömungsmechanischer Seite handelt es sich dabei um eine (insbesondere im Druckgussverfahren) instationäre, stark turbulente Mehrphasenströmung. Zudem verändern sich stetig die (thermo-) physikalischen Randbedingungen bei der Abkühlung und dem eintretenden Phasenwechsel [Bou00] [Hat05]. In den Abschnitten 2.3.1 und 2.3.2 werden die Grundlagen der Strömungsmechanik bzw. der thermodynamischen Vorgänge beim Erstarrungsprozess vorgestellt, welche in dieser Arbeit mit der Finiten Volumen Methode (FVM) berechnet werden. Methoden zur Prognose des Gefüges auf Basis des Fertigungsprozesses werden in Abschnitt 2.3.3 vorgestellt.

2.3.1 Strömungsmechanische Grundlagen

2.3.1.1 Erhaltungsgleichungen

Die Erhaltungsgleichungen dienen dazu die extensiven Eigenschaften Φ einer Kontrollmenge, wie Masse m , Impuls I oder Energie W , zu beschreiben. Die Erläuterungen sind [Fer08] entnommen, zusätzliche Quellen werden ausgewiesen. Zur Vereinfachung der Betrachtung dient die Kontrollvolumenmethode, welche die zeitliche Änderung von Φ mit den intensiven

Spezifika φ beschreibt. Beispiele hierfür sind die Dichte ρ , die Geschwindigkeit \mathbf{v} , oder die spezifische Enthalpie. V und S drücken dabei das Volumen bzw. die Oberfläche des Kontrollvolumens (KV) aus, \mathbf{n} ist der zu dS normal nach außen gerichtete Einheitsvektor.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \int_{V_{KM}} \rho \varphi dV = \frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \varphi dV + \int_S \rho \varphi \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS \quad (2-4)$$

Die Art der mathematischen Beschreibung hängt u. a. davon ab, ob die Bewegung der Kontrollmenge im Raum, oder dessen Durchströmung betrachtet wird. Diese Prinzipien sind als *Lagrange*- bzw. *Euler*-Betrachtungsweisen bekannt. Weiterhin wird die funktional mathematische Beschreibung in partielle Differential- und Integro-Differentialgleichungen (Differential- bzw. Integralform) unterschieden. Die nachfolgenden Erhaltungsgleichungen werden in ihrer Integralform für ein *Euler*-Verfahren vorgestellt, was das verbreitetste Modell zur computergestützten Berechnung von Strömungen ist.

Die Erhaltungsgleichung der Masse (Kontinuitätsgleichung) sagt aus, dass Masse weder generiert noch vernichtet werden kann ($dm/dt = 0$). Mit $\varphi = 1$ ergibt sich damit aus (2-4):

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho dV + \int_S \rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS = 0 \quad (2-5)$$

Anschaulich kann man sich vorstellen, dass die Änderung der Dichte (durch Kompression bzw. Expansion) im betrachteten KV gleich der Summe der Zu- und Abflüsse (Nettofluss) ist. Sofern es sich um eine inkompressible Strömung handelt, verschwindet der erste Term und die Summe der Flüsse muss folglich null ergeben.

Die Impulserhaltungsgleichung (2-6) leitet sich von dem 2. *newtonschen* Axiom $F = m dv/dt$ und $\varphi = \mathbf{v}$ ab und beschreibt die Impulsänderung durch äußere Kräfte und Impulszuflüsse.

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \mathbf{v} dV}_{\text{zeitliche Impulsänderung}} + \underbrace{\int_S \rho \mathbf{v} \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS}_{\text{konvektiver Netto-Impulsfluss}} = \sum \mathbf{F} = \underbrace{\int_V \rho \mathbf{b} dV}_{\text{Volumenkräfte}} + \underbrace{\int_S \boldsymbol{\Theta} \cdot \mathbf{n} dS}_{\text{Oberflächenkräfte}} \quad (2-6)$$

Mit dem Tensor \mathbf{b} werden massenbezogene Volumenkräfte (Schwer-, Zentrifugalkräfte) beschrieben, während der Spannungstensor $\boldsymbol{\Theta}$ das molekulare Transport- und viskose Deformationsverhalten des Fluids an der Oberfläche (Druck, Spannungen) unter Berücksichtigung der Viskosität beschreibt. Dessen Komponenten sind in Gleichung (2-7) definiert. Neben dem auf die Oberfläche wirkenden Druck p wirken viskose Spannungen, die mit Hilfe der dynamischen Viskosität μ_D ausgedrückt werden. Alternativ kann dies auch mit der kinematischen Viskosität $\kappa = \mu_D/\rho$ und der Dichte ρ ausgedrückt werden.

$$\Theta_{ij} = - \left(p + \frac{2}{3} \mu_D \frac{\partial v_j}{\partial x_j} \right) \delta_{ij} + 2 \mu_D \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (2-7)$$

Oftmals kann das reale rheologische Verhalten mit einer konstanten dynamischen Viskosität μ_D ausgedrückt werden, was als *newtonsches* Verhalten bezeichnet wird. *Nicht-newtonsche* Fluide können u. a. eine Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit (*Pseudoplastizität* ggü. *Dilatanz*) oder der Zeit aufweisen (*Thixotropie* ggü. *Rheopexie*). Diese Effekte sind vor allem

in der Kunststofftechnik und teilflüssiger Schmelzverarbeitung (z. B. *Thixomolding*) von hoher Bedeutung. Zusätzlich zeigt sich eine Abhängigkeit von der Temperatur, wobei in der Regel bei sinkender Temperatur eine Zunahme der Viskosität und der Dichte beobachtet wird. [Bar10] [Cze08] [Fer08] [Hat05] [Rao89]

Die allgemeine Energieerhaltungsgleichung (2-8) beschreibt die zeitliche Änderung einer intensiven energetischen Größe φ , wie Temperatur oder spezifischer Enthalpie, und ergibt sich aus dem konvektiven (gerichteten) Netto-Zufluss dieser Größe und deren diffusiven (ungerichteten) Transport, wie ein Wärmetransfer durch Diffusion oder Strahlung. Γ beschreibt dabei den entsprechenden Diffusionskoeffizienten von φ . Darüber hinaus können im Quellterm q_φ externe Wärmequellen, abgegebene Leistung durch Volumen- oder Oberflächenkräfte sowie Wärmeentwicklungen durch Phasenumwandlungen oder chemische Reaktionen berücksichtigt werden. Zur genaueren Definition der einzelnen Terme sei zusätzlich auf [Hat05], [Oos99] bzw. Abschnitt 2.3.2 verwiesen.

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \varphi \, dV}_{\text{zeitliche Änderung von } \varphi} + \underbrace{\int_S \rho \varphi \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} \, dS}_{\text{konvektiver Netto-Zufluss von } \varphi} = \underbrace{\int_S \Gamma \nabla \varphi \cdot \mathbf{n} \, dS}_{\text{diffusiver Transport von } \varphi} + \underbrace{\int_V q_\varphi \, dV}_{\text{Quellen \& Senken von } \varphi} \quad (2-8)$$

Die Variablen der Erhaltungsgleichungen können mit Referenzgrößen (z. B. Anströmgeschwindigkeit v_0 , Länge l_0) so skaliert werden, dass diese dimensionslos werden. Dies hat den Vorteil, dass experimentelle oder numerische Modellwerte einfach auf die tatsächlichen Werte skaliert werden können (Ähnlichkeitstheorie). Bei dieser Maßnahme entstehen in den Erhaltungsgleichungen dimensionslose Kennzahlen, die zur Charakterisierung der Strömung herangezogen werden können. Das wohl bekannteste Beispiel dafür ist die *Reynoldszahl* Re , die die Trägheitskräfte zu den viskosen Kräften ins Verhältnis setzt [Sig12].

$$Re = \frac{\rho v_0 l_0}{\mu_D} = \frac{v_0 l_0}{\kappa} \quad (2-9)$$

Das Gleichungssystem der Erhaltungsgleichungen ist unterbestimmt. Daher müssen zur Lösung thermische und kalorische Zustandsgleichungen, wie z. B. die ideale Gasgleichung, hinzugezogen werden. In der Regel lassen sich die Erhaltungsgleichungen nicht analytisch lösen, weshalb auf numerische Lösungsverfahren zurückgegriffen wird. Dafür werden sie in algebraische Gleichungen, mit Hilfe geeigneter Diskretisierungsmethoden, überführt. Beispiele hierfür sind die Methoden der Finiten-Elemente (FE), Finiten-Differenzen (FD) und Finiten-Volumen (FV), wobei besonders Letztere zur Strömungsberechnung verbreitet ist und in dieser Arbeit Anwendung findet.

2.3.1.2 Grenzschichtmodellierung

Aufgrund von Adhäsionseffekten nimmt ein Fluidteilchen an der Wand deren Geschwindigkeit an (Haftbedingung). Mit zunehmendem Abstand nimmt der Einfluss der Wand ab und das Fluid erreicht nahezu die Geschwindigkeit einer reibungsfreien Strömung. Zwischen der Wand und dem nahezu ungestörten Strömungsfeld stellt sich ein steiler

Geschwindigkeitsgradient ein, der deutlich von viskosen Reibungseffekten charakterisiert ist. Die Grenzschichtdicke, mit der die Größe dieses Bereichs quantifiziert werden kann, wird meist abhängig vom Wandabstand definiert, der bis zum Erreichen von 99 % der Anströmgeschwindigkeit benötigt wird. Hierbei werden laminare und turbulente Grenzschichten, abhängig vom Strömungscharakter in der Schicht, unterschieden. Letztere weisen neben der Hauptbewegung turbulenzbedingte Sekundärströmungen auf, wodurch eine höhere Reibung entsteht. Zudem zeigen sich im Vergleich ein deutlich steilerer Anstieg der Geschwindigkeit und eine größere Grenzschichtdicke. Am Beispiel einer angeströmten ebenen Platte (Bild 2-7) zeigt sich der sukzessive Umschlag (Transition) einer anfangs laminaren in eine turbulente Grenzschicht, was durch kleine Störungen im Strömungsfeld (z. B. Vibrationen, Rauigkeiten) entsteht. Da in Wandnähe durch die Reibung niedrige Geschwindigkeiten herrschen, bildet sich eine laminare Unterschicht aus. [Sch06] [Sig12]

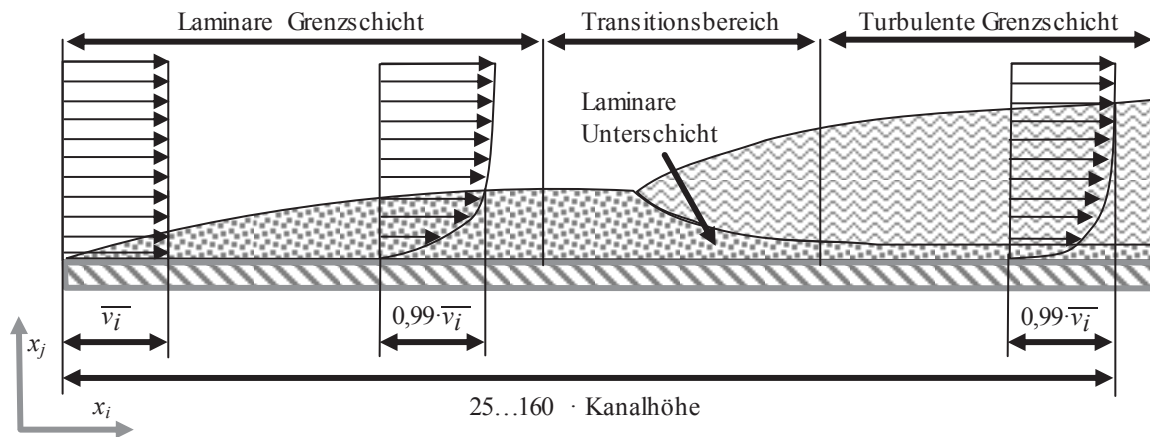


Bild 2-7 Grenzschichtausbildung an einer ebenen Platte, nach [Nik32] [Sch06] [Sig12]

Die rechnerische Beschreibung des Transitionsbereichs erweist sich als sehr komplex, es kann aber näherungsweise eine kritische Re -Zahl angegeben werden, ab der von einem turbulenten Verhalten ausgegangen werden kann. Diese beträgt für Rohrströmungen etwa 2.300. Zur Ausbildung der turbulenten Strömung ist eine bestimmte Mindestweglänge erforderlich, die abhängig vom Autor zwischen 25 und 160 mal der Kanalhöhe beträgt. [Nik32] [Sig12]

Um das Verhalten des Strömungsfelds unmittelbar in Wandnähe zu beschreiben, ist es üblich die dimensionslose Größen der Geschwindigkeit v^+ und des Wandabstands y^+ zu verwenden. Hierbei steht τ_w für die Wandschubspannung, die mit Hilfe von Gleichung (2-7) in der wandnächsten Zelle berechnet werden kann, \bar{v}_i für die zeitlich gemittelte Strömungsgeschwindigkeit und x_j ist die zur Wand normal gestellte Raumkoordinate.

$$v^+ = \bar{v}_i \left(\frac{\rho}{\tau_w} \right)^{0,5} \quad (2-10)$$

$$y^+ = \frac{x_j}{\kappa} \left(\frac{\rho}{\tau_w} \right)^{-0,5} \quad (2-11)$$

Für verschiedene Teile der Grenzschicht können die in Tabelle 2-7 dargestellte Zusammenhänge von y^+ und v^+ experimentell gezeigt werden. Teilweise wird auch eine Übergangsfunktion zwischen viskoser Unterschicht und dem logarithmischen Bereich angegeben. Für die rechnerische Modellierung ergeben sich die Möglichkeiten entweder so

fein auflösen, dass die viskose Unterschicht erfasst wird, oder Wandfunktionen einzusetzen, die die Geschwindigkeitsverteilung modellieren. [Lau11] [Sch06]

Tabelle 2-7 Zusammenhang zwischen v^+ und y^+ in den Grenzschichtbereichen, nach [Lau11] [Sch06]

Grenzschichtbereich	dimensionsloser Wandabstand	$v^+ = f(y^+)$
viskose Unterschicht	$0 \leq y^+ \leq 5$	$v^+ = y^+$
Überlappungsschicht (logarithmischer Bereich)	$30 \dots 70 < y^+$	$v^+ = 2,5 + \ln(y^+) + 5,5$

An scharfen Geometriekanten oder in Gebieten wo ein Druckmaximum entsteht, kann es zur Ablösung der Grenzschicht kommen. Hierbei trennt sich die Grenzschicht von der Wand und wird in das Hauptströmungsfeld abgelenkt, gleichzeitig bildet sich ein Wirbel- oder Totwassergebiet. Beide Effekte führen zum starken Anstieg von Strömungsverlusten und sollten daher vermieden werden. [Sig12]

2.3.1.3 Turbulenzmodellierung

Die meisten Strömungen weisen aufgrund von Instabilitäten des Strömungsfelds oberhalb einer kritischen *Reynoldszahl* turbulente Charakteristika auf, welche sich vor allem durch ein räumliches, wie zeitliches instationäres und wirbelbehaftetes Strömungsbild äußern. Durch diese stochastischen Konzentrationsschwankungen der Erhaltungsgrößen kommt es zu starken Durchmischungseffekten (turbulente Diffusion), der Umwandlung kinetischer Energie in Wärme (Dissipation) und zur Vergrößerung von Reibungseffekten. Die Untersuchung dieses Phänomens gestaltet sich daher sowohl von versuchs- als auch simulationstechnischer Seite als komplex und aufwändig [Fer08] [Sig12]. Eine Aufstellung gängiger Turbulenzmodelle kann neben den genannten Quellen auch [Hic08] und [Piq99] entnommen werden.

Zu verbreitetsten Turbulenzmodellen gehören jene, die auf der zeitlichen Mittelung von Turbulenzeffekten basieren (*Reynolds Averaged Navier Stokes*, RANS). Diese bieten für Gießsimulationen und viele andere technische Simulationen einen guten Kompromiss aus Rechenzeit und Genauigkeit. Dabei werden die zeitlich instationären Effekte der Turbulenz gemittelt, wodurch eine Aussage bezüglich der gemittelten Wirkung turbulenter Größen entsteht. Mathematisch gesehen wird eine schwankende intensive Eigenschaft φ dabei in einen gemittelten $\bar{\varphi}$ und einen darum schwankenden Teil φ' aufgespalten:

$$\varphi(x_i, t) = \bar{\varphi}(x_i, t) + \varphi'(x_i, t) \quad (2-12)$$

Beim Einsetzen dieses Terms in die Erhaltungsgleichungen entstehen aus den nichtlinearen Termen zusätzliche Ausdrücke, wie die *Reynolds-Spannungen* $\overline{\rho v_i' v_j'}$, wodurch das Gleichungssystem nicht mehr geschlossen ist. Daher müssen neue Gleichungen eingeführt werden, die mit Hilfe gemittelter Größen und empirischen Parametern gebildet werden. Diese Turbulenzmodelle lassen sich abhängig von der eingesetzten Anzahl zusätzlicher Differenzialgleichungen in Null-, Ein- und Zweigleichungsmodelle klassifizieren. [Sig12]

Zu den verbreitetsten Modellen gehört das k- ϵ -Modell, welches mit je einer Differenzialgleichung die turbulente kinetische Energie und die turbulente Dissipationsrate beschreibt. Letztere quantifiziert die Rate, mit der die kinetische in innere Energie umgewandelt wird [Fer08]. Auf diesem Modell aufbauend hat sich das SST-k- ω Modell entwickelt, welches im Fernbereich auf die Gleichungen des k- ϵ -Modells zurückgreift und den Wandbereich mit den

Gleichungen des k - ω Modells behandelt. Der Übergang zwischen den Modellen wird abhängig vom Wandabstand mit einer Glättungsfunktion dargestellt. Zusätzlich wird bei zu großen y^+ -Werten automatisch eine Wandfunktion zugeschaltet [Men03].

Zweigleichungs-Modelle vom Typ k - ε werden auch überwiegend bei der (kommerziellen) Gießsimulation eingesetzt, wie bspw. in [Meh13] oder [Hat05] ausgeführt wird.

2.3.1.4 Mehrphasige Strömungen mit freien Oberflächen

Streng genommen sind praktisch alle Strömungsphänomene Probleme mit mehreren Phasen und Komponenten, da auch bspw. Luft ein Gasgemisch ist [Bar10]. Zur Modellierung werden daher Vereinfachungen vorgenommen. Im Fall von Gussprozessen unterscheidet man meist die zwei Komponenten der Schmelze und der Luft, wobei bei Ersterer bei der Erstarrungsberechnung der Phasenübergang von flüssig zu fest berücksichtigt wird.

An der Trennfläche zwischen den Phasen muss ein Gleichgewicht zwischen der Geschwindigkeit des Fluidteilchens bzw. dessen Kraft und der freien Oberfläche gebildet werden. Die Einhaltung dieser Randbedingungen kann nur erfolgen, wenn die zeitlich veränderliche Lage der freien Oberfläche bekannt ist. Diese kann auf verschiedene Weise, wie z. B. durch das *Marker-and-Cell*-Verfahren (MAC), berechnet werden, jedoch ist die *Volume-of-Fluid*-Methode (VOF) die Verbreitetste. Hierbei wird eine zusätzliche Erhaltungsgleichung für den Anteil f_l des Fluids bzw. des Gases $f_g = 1 - f_l$ einer Zelle eingeführt. Die Lokalisierung der freien Oberfläche erfolgt dabei vielfach bei $f_l = 0,5$ und mit Hilfe zusätzlicher Algorithmen, die einen scharfen und monotonen Phasenübergang quer zur Trennfläche bewirken. Es werden auch Methoden verwendet, bei denen die physikalischen Eigenschaften der Gas- und Fluidphasen entsprechend ihrem Anteil zu einem Pseudofluid kombiniert werden, was auch auf mehr als zwei Phasen erweitert werden kann. [Fer08] [Jak12] [Rei13a]

Da es sich bei dieser Art der Strömung vielfach um ein zeitabhängiges, transientes Phänomen handelt, muss, wie bei allen nicht-stationären Strömungen auch, eine Diskretisierung der Zeit vorgenommen werden. Als Bewertungsmaß dient die *Courant-Zahl* (CFL), welche beschreibt, wie viele Zellen der Größe Δx ein Fluidpartikel der Geschwindigkeit v_x pro Zeitschritt Δt durchquert. [Fer08]

$$\text{CFL} = v_x \frac{\Delta t}{\Delta x} \quad (2-13)$$

2.3.2 Thermodynamische Vorgänge

Wird eine Schmelze unter die Liquidustemperatur abgekühlt, bilden sich Kristallisationskeime (*Nukleation*), aus denen Körner wachsen, bis eine Kollision mit benachbarten Körnern stattfindet und die Erstarrung abgeschlossen ist. Bei der Ausbildung der Körner wird durch die Phasenumwandlung vom flüssigen in den festen Zustand Energie frei, die als latente Kristallisationswärme bezeichnet wird. Gleichzeitig ändert sich durch die Erstarrung, welche in Legierungen über ein Temperaturintervall hinweg stattfindet, die Verteilung der Legierungselemente, da sich die Löslichkeit der Elemente abhängig von der Phase ändert. Von besonderem Interesse ist hierbei der veränderliche volumetrische Anteil der Festphase f_s ,

welcher u. a. mit Hilfe des Hebelgesetzes bzw. dem *Scheil*-Modell beschrieben werden kann. Ersteres geht zwischen allen Phasenzuständen von einer vollständigen Diffusion der Legierungselemente aus (gleichgewichtige, langsame Erstarrung), während Letzteres dies nur in der Schmelze annimmt (ungleichgewichtige, schnelle Erstarrung). Komplexere Modelle berücksichtigen u. a. die Bildungshistorie und die Form der Körner, oftmals wird aber für kommerzielle Gießsimulationen der temperaturabhängige Festphasenanteil versuchstechnisch ermittelt und im Programm hinterlegt. [Bar05] [Hat05] [Kam00]

Mit Hilfe des Festphasenanteils f_s kann dann die volumenbezogene Energiefreisetzungsrates $\dot{Q}_{V,L}$ aus der massebezogenen Erstarrungswärme Q_L in Abhängigkeit der Temperatur T berechnet werden [Hat05]:

$$\dot{Q}_{V,L} = \rho Q_L \frac{\partial T}{\partial t} \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (2-14)$$

Bei der Modellierung der Erstarrung werden bei der Gießsimulation oftmals mehrere Terme der allgemeinen Energiegleichung (2-8) vernachlässigt bzw. vereinfacht. Bei (näherungsweise) inkompressiblen Fluiden tritt in der gefüllten Kavität nur noch eine geringe Bewegung auf, wodurch lediglich die Änderung der thermischen Energie des Fluidteilchens betrachtet wird. Zusätzlich wird die Arbeit, die durch Gravitations- und statische Druckkräfte verrichtet wird vernachlässigt, da diese bei Gussprozessen vergleichsweise gering ist. Damit ergibt sich die volumenbezogene Leistungsbilanz:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}(\rho c_p T)}_{\text{zeitliche Energieänderung}} + \underbrace{\nabla \cdot (\mathbf{v} \rho c_p T)}_{\text{konvektiver Netto-Energiefluss}} = \underbrace{\nabla \cdot (\lambda \nabla T)}_{\text{diffusiver Wärmetransport}} + \underbrace{\mu_D \psi}_{\text{Leistung viskoser Kräfte}} + \underbrace{\dot{Q}_{V,L} + q_{Th}}_{\text{volumenbezogene Energiefreisetzungsrates + Quellterm}} \quad (2-15)$$

Der erste Term der resultierenden thermischen Energiegleichung (2-15) drückt die Rate der Akkumulation thermischer Energie aus, wobei c_p für die spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck steht. Der konvektive Term drückt den Netto-Zufluss thermischer Energie aus. Auf der rechten Seite der Gleichung steht der Energiezufluss durch Diffusion, wobei λ für die (effektive) Wärmeleitfähigkeit steht. Die Leistung, die durch viskose Oberflächenkräfte verrichtet wird, wird durch das Produkt der dynamischen Viskosität und der viskosen Dissipationsfunktion ψ gebildet, welche u. a. null wird, wenn von einem Stillstand des Fluids bzw. quasi-Inkompressibilität ausgegangen werden kann. Gleiches gilt für den konvektiven Term. Der Eintrag latenter Wärme wird, wie zuvor dargestellt, berücksichtigt. Mit q_{th} können weitere thermische Quellen oder Senken berücksichtigt werden. [Hat05]

Es sei auch zu erwähnen, dass das Zeitintervall der Erstarrung deutlich größer als das der Füllung ist [Bar12]. Durch diesen Skalenunterschied gestaltet sich eine Strömungsberechnung im kompletten Erstarrungsintervall aus Rechenzeitgründen als teuer, weshalb Strömungseffekte vielfach nicht berücksichtigt werden. Zugleich werden aufgrund der kurzen Formfüllzeit thermische Effekte bei der Füllsimulation teilweise vernachlässigt [Tho13b].

2.3.3 Modellierung von Gussgefüge und Gießfehlern

In der Literatur finden sich Ansätze Gefügespezifika (s. Abschnitt 2.1.2 & 2.1.3) mit Daten der lokalen Geometrie [Agh07] [Hil04], Legierungsspezifika [Cac02] [Cao04], prozesstechnischen Fertigungsrandbedingungen [Gun09] [Hua00] [Ver08] [Zhe09] oder Ergebnissen von Gießprozesssimulationen zu korrelieren. Die größte Anzahl der Quellen bezieht jedoch Eingangsdaten aus der Gießsimulation zur Modellbildung von Gefüge, Defekten und Formverschleißeffekten, auf die in diesem Abschnitt vertieft eingegangen wird.

2.3.3.1 Füllungsspezifische Phänomene

Eine Zusammenstellung von Modellierungsansätzen für füllungsspezifische Defekte, wie Oxidhäute und eingewirbelte Gase kann [Rei13a] entnommen werden. Im Folgenden werden einige exemplarisch zusammengefasst.

Indiskrete Modellierungsansätze nutzen Kriteriumsfunktionen, die sich aus dem berechneten Strömungsfeld ableiten lassen, eine Indikation für Defekte geben können und vielfach in kommerziellen Gießsimulationsprogrammen zur Verfügung stehen. Zwar können damit teilweise nur Wahrscheinlichkeiten prognostiziert werden, dafür bieten sie eine wirtschaftliche Möglichkeit der Modellierung. Ein Beispiel sind skalare Werte, die während der Füllung akkumuliert werden und Informationen über Wand- oder Luftkontaktzeit, Materialalter und Fließweg geben. Eine Variante dieser Vorgehensweise ist auch die Bildung und Verfolgung von Partikeln, die sich mit dem Schmelzeffluss mitbewegen. Die Wirbelstärke (Vortizität), die über das Kreuzprodukt $\nabla \times \mathbf{v}$ gegeben ist [Fer08], kann ebenfalls als Indikator genutzt werden, wobei die Identifikation der relevanten Wirbel eine Herausforderung dieses Ansatzes darstellt. Eine Einwirbelung von Luft oder Oxiden kann auch durch Betrachtung der Integrität der freien Oberfläche charakterisiert werden. Hierbei werden bspw. das Verhältnis von Trägheits- zu Oberflächenkräften (*Weberzahl* We) [Cue06] bzw. aus Trägheits- und Gewichtskräften (*Froudezahl* Fr) betrachtet, wobei g für die Erdbeschleunigung und σ_s für die Oberflächenspannung steht [Her10].

$$We = \frac{\rho v^2 t_w}{\sigma_s} \quad (2-16)$$

$$Fr = \frac{v}{\sqrt{g t_w}} \quad (2-17)$$

Einen ähnlichen Ansatz verfolgt auch [Lee11]. Bei mehrphasigen Strömungsberechnungen (s. Abschnitt 2.3.1.4) ergibt sich die Möglichkeit Porositäten vereinfacht hinsichtlich deren Bewegung bzw. Vereinigung zu modellieren, wobei der Berechnungsaufwand entsprechend groß ist.

Diskrete Ansätze nutzen komplexere Modelle, mit denen die Bildung, das Wachstum und den Transport bzw. das Aufbrechen von Oxidhäuten simuliert werden kann. Diese sind aber im Allgemeinen ebenfalls sehr rechenintensiv.

Weitere Untersuchungen und Modellierungsansätze für eingewirbelte Defekte können [Rei09a], [Rei13b], [Yue12] und [Zha10] entnommen werden.

Der Effekt, dass der Schmelzestrom bei zunehmender Abkühlung stehen bleibt, kann mit Hilfe eines Viskositätsanstiegs bzw. dem Anstieg des Festphasenanteils modelliert werden, wobei bei Letzterem die Schmelze ab einem kritischen Wert zum Stehen kommt [Bou00].

[Ven95] und [Shi95] stellen verschiedene Formeln vor, mit denen abhängig von der Schmelzegeschwindigkeit und dem Auftreffwinkel die Erosionsrate der Werkzeugform berechnet werden kann. Sie kommen bei ihren Versuchen zum Schluss, dass neben hohen Geschwindigkeiten die temperaturabhängige Viskosität und der Festphasenanteil entscheidend für die Ausprägung von Verschweißungs- bzw. Erosionseffekten sind. [Che99] setzt auf diesen Untersuchungen auf und berechnet den mittleren Druck des Fluids \bar{p} durch einen normal zur Oberfläche auftreffenden Schmelzetropfen:

$$\bar{p} = \rho \cdot c \cdot v \quad (2-18)$$

Hierbei steht c für die Schallgeschwindigkeit der Schmelze. Weitergehende Modellansätze dieser Form können [Zha14] entnommen werden.

Die mehrphasige Berechnung von Kavitationseffekten stellt aufgrund der großen Dichtegradienten zwischen Gas- und Fluidphase mit entsprechenden Phasenübergängen eine Schwierigkeit dar. Daher wird auf die Kavitationszahl Ka zurückgegriffen, bei der die Differenz aus lokalem Druck p und dem Sättigungsdampfdruck p_D zum dynamischen Druck ins Verhältnis gesetzt wird. Sobald der Zähler und damit Ka kleiner als 0 werden, kann Kavitation auftreten, in wirbelbehafteten Gebieten auch bereits bei $p_{krit} > p_D$. [Che99] [Pra90]

$$Ka = \frac{p - p_D}{0,5 \cdot \rho \cdot v^2} \quad (2-19)$$

Höherwertige Ansätze zur Modellierung von Kavitation berücksichtigen die temperatur- und druckabhängigen Phasengrenzen [Hei14c].

Die in [Hei14b] entwickelten Modelle zur Prognose von Brandrissen und Auswaschungen nutzen Kenngrößen aus der Füllungsrechnung, um das Schädigungspotenzial, aufgrund von abgetragenem Trennmittel, zu berechnen. Das Brandrisspotenzial wird in der vereinfachten Formel (2-20) als Quotient des Schmelzedurchsatzes SvG pro Zelle während der Bauteilfüllung und der Fließlänge l_F berechnet.

$$SvG = \frac{\int v \, dt}{l_F} \quad (2-20)$$

Das Potenzial für Auswaschungen wird über das Verhältnis der Schubspannung (vgl. Formel (2-7)) zur Fließlänge berücksichtigt.

In [Dom09] wird ein Modell zur Prognose von metallurgischen Verschweißungseffekten entwickelt. Hierbei werden der Aufbau und das Wachstum der intermetallischen Schicht und die Beeinflussung der Wärmeleitung berücksichtigt.

2.3.3.2 Erstarrungsspezifische Phänomene

Zur Charakterisierung des Gefüges wird vielfach dessen globulitische bzw. dendritische Morphologie quantifiziert. Als Eingangsdaten der genutzten empirischen Funktionen dienen

dabei die Abkühlgeschwindigkeit \dot{T}_s und der Temperaturgradient G_s bzw. die Erstarrungszeit t_s . Allgemein zeigt sich hierbei, dass größere Temperaturgefälle und eine kürzere Zeit ein zunehmend feines Gefüge bewirken [Gil10] [Guo09] [Sch08] [Tre05]. Komplexere analytische (Mikromodellierungen) beziehen u. a. die Kinetik der Erstarrung und die Legierungszusammensetzung mit ein und können die Kornmorphologie darstellen, sind aber je nach Detaillierung ungeeignet für größere Simulationen. [Ast09] [Ver09] [Ver14] [Wes06]

Zur Prognose von erstarrungsbedingten Porositäten werden vielfach empirische Kriteriumsfunken, wie das das *Niyama*-Kriterium (s. Gleichung (2-21)), genutzt, mit dem die Effizienz der Metallspeisung charakterisiert werden kann. Dabei zeigt sich, dass bei Stahlbauteilen unterhalb eines Werts von eins erstarrungsbedingte Fadenlunker auftreten. Die Anwendbarkeit auf andere Fertigungsverfahren und Legierungen ist eingeschränkt, weshalb verschiedene Erweiterungen des Modells entwickelt wurden, die u. a. die Bewegung der Schmelze durch das teilerstarrte Gefüge mit einbeziehen. [Ban13] [Hat05] [Sha04]

$$\frac{\partial T(t_s)}{\partial x} \left(\frac{\partial T(t_s)}{\partial t} \right)^{-0,5} = \frac{G_s}{\sqrt{\dot{T}_s}} > 1 \quad (2-21)$$

Weiterentwickelte Modelle für erstarrungsbedingte Poren können [Ast09], [Car07] oder [Peq02] entnommen werden, hierbei wird u. a. das Wachstum des (dendritischen) Gefüges modelliert und die damit verbundene Veränderung des Strömungsfelds. Teilweise werden für die Modellbildung auch Informationen des Füllvorgangs berücksichtigt, wie in [Jak12], wo davon ausgegangen wird, dass die Nukleation von Wasserstoff-Poren primär dort stattfindet, wo Oxidhäute vorliegen und daher ein gekoppeltes Modell genutzt wird.

Warmrisse und Verzug werden durch Eigenspannungen hervorgerufen, welche hauptsächlich während Erstarrung und Abkühlung entstehen. Dieses Thema hat jedoch noch großes Weiterentwicklungspotenzial und wird in dieser Arbeit nicht vertieft betrachtet. Es sei für Modellierungsansätze an [Bec10], [Hat05], [Hof12], [Sch14a], [Tho09], [Tho13a, 14] oder [Zin12] verwiesen.

2.4 Strukturmechanische Modellierung von Gussbauteilen

Die Festkörpermechanik (Festigkeitslehre), als Teil der Kontinuumsmechanik, beschäftigt sich mit dem Verhalten einer Struktur (Bauteil, Baugruppe, Gesamtsystem) unter Belastung. Das Ziel dieser technisch-wissenschaftlichen Disziplin ist es, Werkstoffe und Dimensionen so zu wählen, dass eine ausreichende Sicherheit und Funktion im Betrieb gewährleistet wird. Die Grundlagen dieses Abschnitts, sofern nicht anders ausgewiesen, sind [Gro07], [Iss06] und [Roe12] entnommen und beschreiben wesentliche Grundlagen der Festigkeitslehre, auf denen die in dieser Arbeit genutzten Berechnungsprogramme basieren.

Die Festigkeitsberechnung, gemäß Formel (2-22), hat das grundlegende Auslegungsziel, dass zu jedem Zeitpunkt des Betriebs der Quotient aus Beanspruchbarkeit und der Beanspruchung größer als der Sicherheitsfaktor ist.

$$\text{Sicherheitsfaktor} = \frac{\text{Beanspruchbarkeit}}{\text{Beanspruchung}} \geq 1 \quad (2-22)$$

Die Beanspruchung ergibt sich aus der Geometrie und den darauf wirkenden äußeren Kräften, Momenten oder Temperaturen und bewirkt Spannungen und Verformungen (Abschnitt 2.4.1). Der Zusammenhang zwischen diesen Größen und den entstehenden Folgen für die Struktur, z. B. in Form von Verformungen, kann durch Stoffgesetze (Abschnitt 2.4.2) beschrieben werden. Die experimentell zu ermittelnde Beanspruchbarkeit charakterisiert dabei die Versagensgrenze, deren Überschreiten als Verlust der Funktionsfähigkeit definiert ist. Dies kann sich durch ein Erreichen einer unzulässigen Verformung, eines Bruchs oder einer Instabilität (z. B. Beulen) ausdrücken, bzw. in Vorstufen wie Rissinitiierung, Verschleiß oder Korrosion auftreten. Zudem kann die Beanspruchbarkeit gemäß Tabelle 2-8 von einer Vielzahl weiterer Faktoren beeinflusst werden.

Der Sicherheitsfaktor sollte aus wirtschaftlichen Gründen eine Obergrenze nicht überschreiten und gleichzeitig groß genug gewählt werden, um stochastische Unsicherheiten, wie Streuungen von Werkstoffeigenschaften, Betriebsbelastungen oder Toleranzen, zu berücksichtigen. Die Auswirkung dieser Streuungen kann mit Hilfe von Robustheitsuntersuchungen ermittelt werden, die in Abschnitt 2.5.3 näher beschrieben werden.

Tabelle 2-8 Einflussgrößen auf die Beanspruchbarkeit, nach [Iss06]

Einflussgröße	Beispiele
Beanspruchungsart	Zug/Druck, Biegung, Torsion, Scherung
Spannungs- und Verformungszustand	Mehrachsigkeit, Spannungsgradienten
Belastungsverlauf	konstant, quasistatisch, schwingend, schlagartig
Werkstoff	Art, Zustand, Inhomogenitäten, Anisotropien
Umgebungseinflüsse	Temperatur, Medium, Strahlung
Sonstige	Oberfläche, Größe

Der Fokus dieses Abschnitts liegt auf der Beschreibung des phänomenologischen Verhaltens der Struktur und des Werkstoffs bei quasistatischer Belastung. In Abschnitt 2.4.3 werden am Beispiel von klassischen Bruchhypothesen auch verschiedene nicht-phänomenologische Modelle grundlegend dargestellt. Ergänzend werden in Abschnitt 2.4.4 aktuelle Ansätze zur Berücksichtigung typischer Gussdefekte (s. Abschnitt 2.1.3) bei der strukturmechanischen Modellierung beschrieben. Zur computergestützten Auslegung komplexer Strukturen hat sich die Finite Elemente Methode (FEM) etabliert. Deren grundsätzliche Annahmen und Prinzipien sind in Abschnitt 2.4.5 dargestellt.

Für weitergehende Informationen zu den nicht näher ausgeführten Themenkomplexen, insbesondere der hochdynamischen und zyklischen Belastung, sei der interessierte Leser neben den aufgeführten Quellen bspw. an [Abo05], [Frö11] oder [Hai02] verwiesen.

2.4.1 Spannungs- und Verformungszustand

Greifen an einem Körper von außen Oberflächen- und Volumenkräfte an, so ergeben sich innere verteilte Kräfte. Dieser deformierte Körper werde geschnitten und ein infinitesimaler Schnittflächenabschnitt im Gleichgewicht betrachtet. Die dort angreifende Kraft, bezogen auf die betrachtete Fläche, wird Spannungsvektor $\mathbf{t}_\sigma = d\mathbf{F}/dA$ genannt. Die senkrecht zur Fläche

stehende Komponente heißt dabei Normalspannung σ , die tangential Komponente Schubspannung τ . Zur eindeutigen Beschreibung des Spannungszustands eines beliebigen Punkts des betrachteten Körpers wird der *Cauchy-Spannungstensor* (2-23) verwendet, wobei der erste Index die Richtung der Normale und der zweite Index die Richtung der Komponente angibt. Somit bezeichnet σ_{ii} Normal- und σ_{ij} ($i \neq j$) Schubspannungen τ_{ij} .

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix}, \text{ wobei } \sigma_{ij} = \sigma_{ji} \quad (2-23)$$

Durch eine Koordinatentransformation ist es möglich den Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ so zu drehen, dass die orthogonal zueinanderstehenden Hauptnormalspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 zur eindeutigen Beschreibung des allgemeinen Spannungszustands ausreichen. Mathematisch gesehen sind diese die Eigenwerte von $\boldsymbol{\sigma}$, deren Hauptspannungsrichtungen die Eigenvektoren. Die Koeffizienten I_1 , I_2 und I_3 der kubischen charakteristischen Gleichung heißen Invarianten des Spannungstensors. Entsprechend können Hauptschubspannungen τ_k in der Form $\tau_k = \pm 0,5 \cdot (\sigma_i - \sigma_j)$ ($1 \leq i \neq j \neq k \leq 3$) gebildet werden. Anschaulich lässt sich der Spannungszustand für beliebige Schnitte durch einen Körper mit den *Mohrschen Spannungskreisen* darstellen, welche in einer Ebene liegen, die von den Hauptnormalspannungen und Hauptschubspannungen aufgespannt (σ , τ) wird.

Der Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ kann auch additiv in einen hydrostatischen $\sigma_{\text{Oct}} \cdot \mathbf{E}$ und einen deviatorischen Anteil \mathbf{s} zerlegt werden (2-24), wobei \mathbf{E} für die Einheitsmatrix steht. Die Oktaederspannung σ_{Oct} kann dabei als Mittelwert der Hauptspannungen betrachtet werden.

$$\boldsymbol{\sigma} = \sigma_{\text{Oct}} \mathbf{E} + \mathbf{s} = \sigma_{\text{Oct}} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} + \mathbf{s}, \text{ wobei } \sigma_{\text{Oct}} = \frac{I_1}{3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2-24)$$

Sofern es sich um einen isotropen Werkstoff handelt, bewirkt der hydrostatische Anteil lediglich eine Volumenänderung, bei gleichbleibender Gestalt. Deviatorische Anteile bewirken dagegen eine Gestaltänderung bei konstantem Volumen (Bild 2-8).

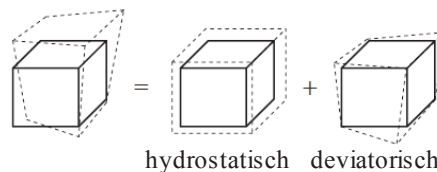


Bild 2-8 **Auswirkung der Zerlegung des *Cauchy-Spannungstensors* in hydrostatische und deviatorische Spannungsanteile, Grafik: Nach [Sch13], Inhalt: [Iss06]**

Ähnlich wie beim *Cauchy-Spannungstensor* können auch für die deviatorische Komponente \mathbf{s} die Invarianten J_1 , J_2 und J_3 , gebildet werden.

Ein frei beweglicher Körper kann durch Translation (Verschiebung), Rotation oder Verformung (Deformation) bewegt werden. Diese Bewegung kann mit einer Koordinatentransformation vom unverformten in den verformten Zustand verglichen werden, die über einen Deformationsgradienten beschrieben wird. Aus diesem lassen sich Verzerrungstensoren, wie der *Greensche* Verzerrungstensor, ableiten. Für metallische Werkstoffe ist es

meist zulässig von infinitesimal kleinen Verschiebungsgradienten ($\partial u / \partial x \ll 1$) auszugehen. Damit ergeben sich die Komponenten ε_{ij} des Verzerrungstensors $\boldsymbol{\varepsilon}$, wobei \boldsymbol{u} für Verschiebungen eines Punkts, \boldsymbol{x} für den Ortsvektor steht und γ die Scherung ist:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \text{ wobei } \varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji} = \frac{\gamma_{ij}}{2} \quad (2-25)$$

Für die folgenden Betrachtungen wird der Verzerrungstensor, unter Verwendung dessen Symmetrie, in einen Vektor umgewandelt. Dadurch ergibt sich die kinematische Gleichung des Verzerrungsvektors $\boldsymbol{\varepsilon}$, wobei \boldsymbol{D} für die Differentialoperatorenmatrix steht.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{D} \boldsymbol{u} \quad (2-26)$$

Analog zu den vorhergehenden Ausführungen zu den Spannungen können auch für die Verformungen Hauptdehnungen mit entsprechenden Invarianten bestimmt werden. Eine Aufteilung in hydrostatische bzw. deviatorische Verformungsanteile beschreibt entsprechend Volumenänderungen, respektive Gestaltänderungen.

2.4.2 Stoffgesetze

Der Zusammenhang zwischen Spannung und Verformung kann über Stoffgesetze beschrieben werden. Die für die betrachteten Gusswerkstoffe relevanten Zusammenhänge werden exemplarisch für den uniaxialen Zuglastfall anhand eines technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms (Bild 2-9) für die elastischen und plastischen (verfestigenden) Bereiche grundlegend beschrieben und anschließend verallgemeinert. Der Übergang von elastischem zu plastischem Werkstoffverhalten wird mit Festigkeitshypothesen und Fließbedingungen beschrieben. Die Charakterisierung der Belastungsgrenze wird in Abschnitt 2.4.3 anhand gängiger Bruchhypothesen erläutert. Der Unterschied zwischen technischen und wahren Spannungen besteht darin, dass Erstere sich auf die Anfangsgeometrie der Zugprobe beziehen, während Letztere den aktuellen (wahren) Querschnitt berücksichtigen.

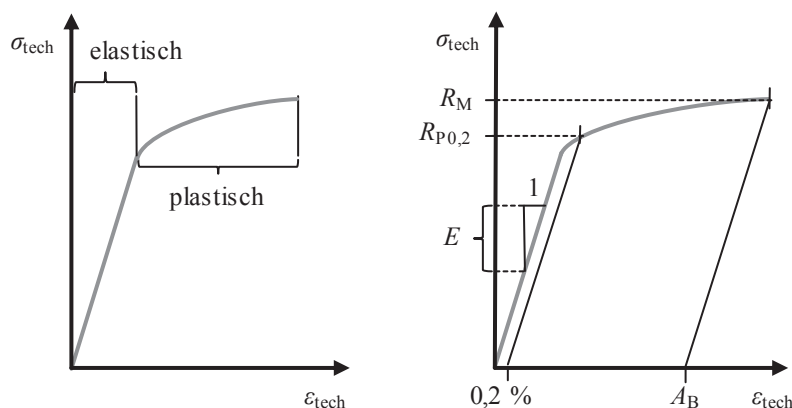


Bild 2-9 Technisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm, nach [DIN] [Iss06]

2.4.2.1 Linear-elastischer Bereich

Der linear elastische Bereich des Diagramms wird im einachsigen Fall mit Hilfe des *Hookeschen* Gesetzes $\sigma = E \varepsilon$ beschrieben, wobei die Steigung der Gerade mit dem materialabhängigen Elastizitätsmodul E beschrieben wird. Auftretende Verformungen sind reversibel. Neben dem linear-elastischen Verhalten können für bestimmte Werkstoffe auch nichtlinear elastische oder viskoelastische (z. B. zeitabhängige) Effekte bzw. Mikroplastizitäten (irreversible Verformungen) auftreten.

Vergleichbar mit der Umwandlung des Verzerrungstensors in einen -vektor, wird dies auch beim Spannungstensor σ angewendet. Beim allgemeinen Spannungszustand werden dann die Spannungs- und Dehnungstensoren mit dem Elastizitätstensor C verknüpft, wodurch das konstitutive Gesetz entsteht [Kul02]. Mit dem Tensor können neben anisotropen Steifigkeiten, wie sie z. B. bei faserverstärkten Werkstoffen auftreten, auch Kompressions-, Querkontraktions-, oder Schubverhalten charakterisiert werden

$$\sigma = C \varepsilon \quad (2-27)$$

2.4.2.2 Festigkeitshypothesen und Fließbedingungen

Der Übergang zwischen elastischem und plastischem Werkstoffverhalten wird mit Fließbedingungen beschrieben. Im uniaxialen Zugversuch wird dies durch die Streckgrenze R_E bzw. die Hilfsgröße der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ charakterisiert, ab der Fließen auftritt (Bild 2-9). Im allgemeinen Belastungsfall werden Fließbedingungen in Abhängigkeit des Spannungszustands angegeben, der als Fließfläche (-körper) im *Haigh-Westergaard*-Raum $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ dargestellt werden kann (Bild 2-10). Bei Projektion der Fließfläche in die σ_1 - σ_2 -Ebene ergeben sich entsprechende Grenzkurven, innerhalb derer sich der Werkstoff elastisch verhält und bei deren Erreichen plastifiziert. Die Gestalt und Formulierung der Fließfläche wird mit Festigkeitshypothesen beschrieben, wobei die nach *von Mises* bzw. *Tresca* zu den Gängigsten zählen, welche aus der Invarianten J_2 bzw. der maximalen Schubspannung gebildet werden. Diese Festigkeitshypothesen dienen dabei auch dazu, einen allgemeinen Spannungszustand auf eine positive skalare Vergleichsspannung (-dehnung) zu reduzieren, die zur Bewertung der Sicherheit S herangezogen werden kann.

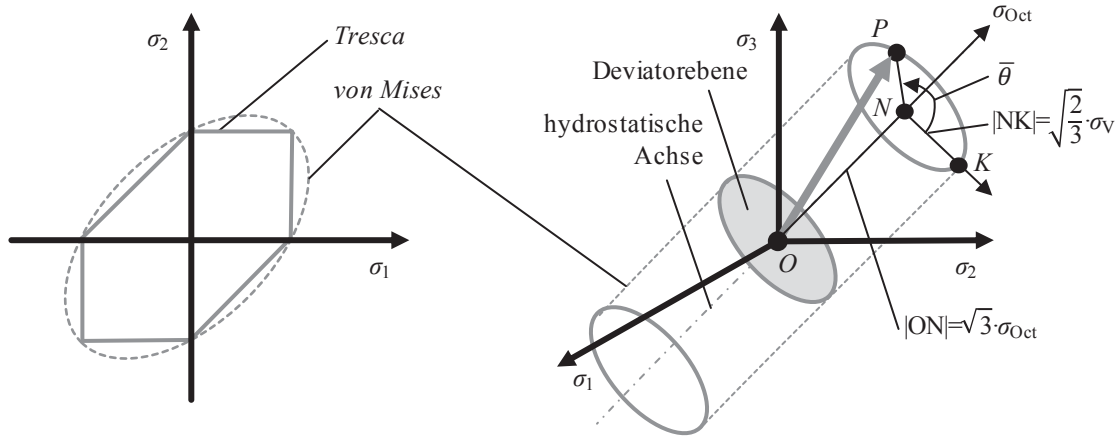


Bild 2-10 Fließflächen nach *von Mises* bzw. *Tresca* im *Haigh-Westergaard-Raum* ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) bzw. in Projektion (σ_1, σ_2), nach [Bas11] [Gro07]

Die Vergleichsspannung nach *von Mises* σ_V ist definiert wie folgt, wobei die reduzierte Schubspannung τ_{red} sich aus der Wurzel der Invarianten J_2 ergibt.

$$\sigma_V = \tau_{\text{Red}} \sqrt{3} = \sqrt{-J_2} \sqrt{3} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (2-28)$$

Weitere Hypothesen betrachten die maximalen Normalspannungen oder -dehnungen, oder beziehen weitere Invarianten, bzw. materialabhängige Koeffizienten mit ein. Es zeigt sich, dass bei vielen Werkstoffen die Fließbedingung stark vom Spannungszustand abhängt, der bspw. bei der *Drucker-Prager-Hypothese* in Form eines kegelförmigen Fließkörpers berücksichtigt wird, welcher im Zug- und Druckbereich unterschiedliches Fließverhalten beschreibt. Die allgemeine Mehrachsigkeit des Spannungszustands wird oftmals durch zusätzliche Größen wie die Triaxialität η bzw. den Quotienten η_T charakterisiert, welche aus den Invarianten I_1 bzw. J_2 gebildet werden (Formel (2-29), (2-30)). Darüber hinaus wird mit Hilfe der Invariante J_3 der normalisierte *Lode-Winkel* $\bar{\theta}$ gebildet, der zur Beschreibung komplexerer Fließflächen herangezogen werden kann. [Bai08] [Bas11] [Nim02]

$$\eta = \frac{I_1/3}{\sigma_V} = \frac{\sigma_{\text{Oct}}}{\sigma_V} \quad (2-29)$$

$$\eta_T = \frac{\sqrt{-J_2}}{I_1/3} = \frac{\sigma_V}{\sqrt{3} \sigma_{\text{Oct}}} = \frac{\tau_{\text{Red}}}{\sigma_{\text{Oct}}} \quad (2-30)$$

2.4.2.3 Fließ- und Verfestigungsgesetze

Wie eingangs erwähnt ist der Fließbeginn nicht zwangsläufig als Versagen des Werkstoffs zu bewerten. Vielmehr ist der plastische Verformungsbereich in vielen Bereichen von hoher Bedeutung, um bspw. Energie bei Crashes und Fehlbenutzungen (*Misuse*) abzubauen, lokale Spannungsspitzen zu reduzieren, oder Materialien umzuformen. Die Dehnungen werden dann in einen elastischen ε_{el} und plastischen Anteil ε_{pl} aufgespalten. Zur Beschreibung des Verhaltens im plastischen Bereich finden Fließ- und Verfestigungsgesetze (-regeln) Anwendung. Diese zusätzlichen Gesetzmäßigkeiten sind notwendig, da es im plastischen

Bereich, bspw. durch Zwischenentlastungen, keinen eindeutigen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung mehr gibt. Einer Spannung können mehrere Dehnungen und umgekehrt zugeordnet werden. Um dieses Problem zu umgehen, wird ein funktionaler Zusammenhang zwischen plastischem Dehnungssinkrement $d\varepsilon_{pl,ij}$ und der dazu notwendigen aufzubringenden Spannung σ_{ij} hergestellt. Dies wird dabei häufig in Abhängigkeit des dafür notwendigen Zeitinkrements dt in einer sogenannten Ratenformulierung dargestellt:

$$\frac{d\varepsilon_{pl,ij}}{dt} = \dot{\varepsilon}_{pl,ij} = f(\sigma_{ij}) \quad (2-31)$$

Verfestigungsgesetze beschreiben die Veränderung der Gestalt der Fließfläche beim Erreichen der Fließgrenze. Dies geschieht, da eine plastische Verformung bei duktilen Werkstoffen zu einer Verfestigung und damit einer Erhöhung der Fließgrenze σ_F führt. Zur funktionalen Beschreibung dieser Gestaltänderung wird das Maß der plastischen Vergleichsdehnung $\varepsilon_{pl,V}$ herangezogen, welches auch bei unterschiedlichen Verformungsrichtungen in positiver Richtung zunimmt. Diese Vergleichsdehnung leitet sich u. a. aus den plastischen Hauptdehnungen $\varepsilon_{pl,i}$ ab. Sonderfälle des Verfestigungsgesetzes sind die isotrope Verfestigung, die als homogene Aufweitung der Fließfläche verstanden werden kann, bzw. die kinematische Verfestigung, die eine Bewegung der Fließfläche im Spannungsraum beschreibt. Nachfolgend ist der funktionale Zusammenhang für eine isotrope Verfestigung beschrieben, wobei f im einfachsten Fall einen linearen Zusammenhang zwischen dem Inkrement der Fließspannung σ_F und dem Vergleichsdehnungssinkrement herstellt:

$$\dot{\sigma}_F = f(\dot{\varepsilon}_{pl,V}) \quad (2-32)$$

2.4.3 Überblick über klassische Bruchhypothesen

Brüche aufgrund statischer Belastung können in die zwei Hauptgruppen der Duktil- und Sprödbrüche eingeteilt werden. Deren vorhergehende plastische Deformationen sind dabei groß, respektive sehr klein. Mikroskopisch gesehen können die Vorgänge durch Hohlrauminitiierung, -wachstum und Vereinigung mit anschließendem Abscheren der verbleibenden Werkstoffbrücken bzw. durch einen Spaltbruch entlang der kristallographischen Ebenen erklärt werden. Beim uniaxialen Zugversuch (Bild 2-9) wird der Zeitpunkt des Bruchs durch die Bruchdehnung A_B charakterisiert [DINg] [DINd]. Bei Gusswerkstoffen tritt dabei die höchste Spannung in Form der Zugfestigkeit R_M auf (vgl. Bild 2-2, Bild 2-9).

Erste Hypothesen zur quantitativen Beschreibung von Duktilbrüchen wurden u. a. in [McC68] [Han76] oder [Joh85] aufgestellt. Daraus haben sich verschiedene Modellierungsansätze entwickelt, die je nach Autor unterschiedlich gegliedert werden. Vorschläge dazu werden bspw. in [Abo05] [Bas11] [Guo13] oder [Med06] gemacht. Die beschriebenen Modelle umfassen dabei neben der klassischen (phänomenologischen) Festkörpermechanik Ansätze aus den Bereichen der Mikro-, Schädigungs- und Bruchmechanik. Da es aber oftmals zu einer Vermischung der Ansätze zu kombinierten Modellen kommt, ist eine eindeutige Abgrenzung

schwierig. Im Folgenden soll ein Überblick über verschiedene gängige Modelle und Betrachtungsweisen gegeben werden.

Die in 2.4.2.2 beschriebenen Fließbedingungen können auch zur vereinfachten Prognose von Brüchen herangezogen werden. Die Normalspannungshypothese betrachtet dazu die größte Hauptspannung, die bei spröden Werkstoffen zur Bruchprognose genutzt werden kann. Bei duktilen Werkstoffen wird der plastische Bereich mit Hilfe des Fließkörpers und entsprechenden Verfestigungsgesetzen bis zum Erreichen des Bruchs beschrieben.

In Bild 2-11 ist das *Hencky*-Diagramm, welches von der Oktaederspannung σ_{Oct} und der reduzierten Schubspannung τ_{Red} aufgespannt wird und in der *Burzynski*-Ebene (σ_{Oct} , τ_{Red}) liegt. Anschaulich lässt es sich damit als Schnitt durch die hydrostatische Achse verstehen. Lastfälle werden durch Ursprungsgeraden der Steigung η_T charakterisiert. Linien parallel zur hydrostatischen Achse charakterisieren ein Verhalten nach *von Mises*, ein *Drucker-Prager* Kegel würde entsprechend eine geneigte Linie ergeben, weitere Modelle, wie das *SAMP*-Modell für Kunststoffe, beschreiben eine Krümmung. Beim Schnittpunkt der Geraden mit den aufgeführten Modellen wird von einem Bruch ausgegangen, wobei bei dieser Darstellung angenommen wird, dass alle drei Modelle unter uniaxialem Zug gleichzeitig brechen. [Kol05]

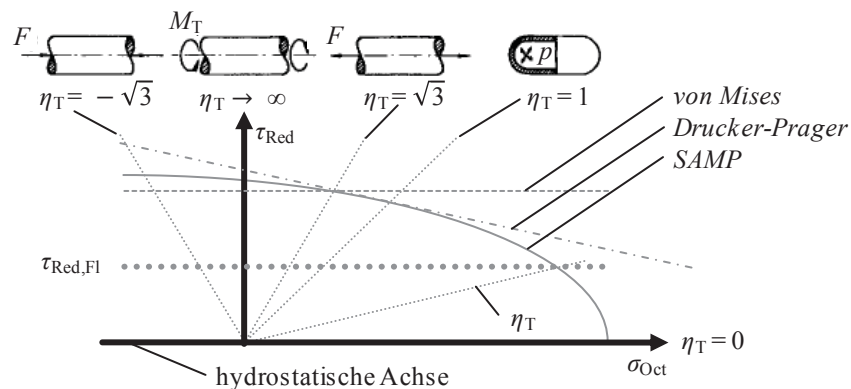


Bild 2-11 *Hencky*-Diagramm, nach [Kol05] [Gro07] [Iss06]

Wierzbicki et al. [Bai08] untersuchen u. a. den Einfluss der Invarianten I_1 und J_3 , auf Fließ- und Bruchvorgänge. Bild 2-12 zeigt auf der linken Seite die Deviatorebene und die Fließgrenzen nach *von Mises* bzw. *Tresca* im Vergleich zum erweiterten Modell. Zur Beschreibung des Bruchverhaltens wird die wahre plastische Vergleichsdehnung bei Bruch $\varepsilon_B = \varepsilon_V(\text{Bruch})$ in Kombination mit den beiden zusätzlichen Beschreibungsgrößen η und $\bar{\theta}$ herangezogen, wodurch ein dreidimensionaler Raum (η , $\bar{\theta}$, ε_B) aufgespannt wird. In diesem kann mit entsprechenden Experimenten eine stetige, oftmals asymmetrische, Bruchversagensfläche ermittelt werden (Bild 2-12 rechts).

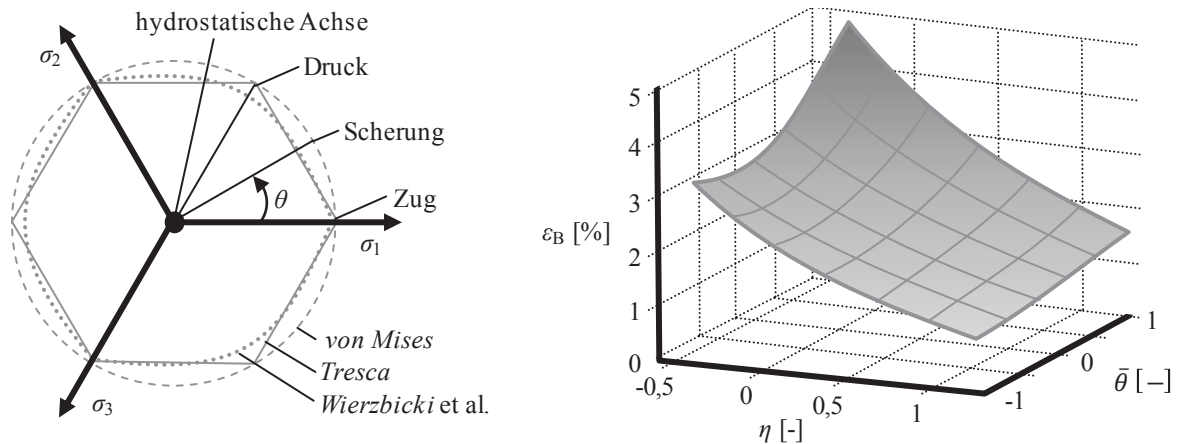


Bild 2-12 Fließ- und Bruchverhalten einer Aluminiumlegierung in Abhängigkeit der Mehrachsigkeit und des Lode-Winkel-Parameters, nach [Bai08]

Energiebasierte Modelle, wie das *Cockcroft-Latham* Modell [Fag10] betrachten die aktuell ins System eingebrachte Energie W_C bzw. die kritische Bruchenergie $W_{C,b}$, wobei σ_1 die maximale Hauptspannung ist. Weitere energiebasierte Modelle sind auch in [Guo13] beschrieben.

$$W_C = \int_0^{\varepsilon_B} \sigma_1 d\varepsilon_V \leq W_{C,b} \quad (2-33)$$

Mikromechanische Modelle berücksichtigen innere Defekte, wie Versetzungen, Poren oder Mikrorisse, bei der Beschreibung des makroskopischen Materialverhaltens. Diese Defekte führen dazu, dass sich in einem makroskopisch, homogen belasteten Körper ein heterogenes Spannungs- und Dehnungsfeld ausbildet. Um die Vorgänge auf der Mikro- und Makroskala miteinander zu verknüpfen, werden Homogenisierungsansätze verwendet. Ein verbreitetes Beispiel für ein solches Modell ist das von *Gurson* [Gur75] formulierte, bzw. Weiterentwicklungen, wie von *Tvergaard* und *Needleman* [Tve84].

Schädigungsmodelle beschreiben den Effekt von vorhandenen bzw. neu entstandenen materiellen Defekten sowie deren Interaktion unter Belastung auf einer makroskopischen Skala. Hierbei wird ein veränderlicher Schädigungsparameter (-variable) D eingeführt, mit dem die wirksame Spannung bzw. Dehnung beeinflusst wird und eine (fortschreitende) materielle Schwächung modelliert werden kann. Beispiele hierfür sind Modelle nach *Kachanov*, *Lemaître* und *Chaboche*. [Bas11] [Kac90] [Kat02] [Lem94] [Mir10]

Bruchmechanische Ansätze beschäftigen sich mit der quantitativen Beschreibung von Rissen, deren Wachstum bzw. Interaktion und Auswirkungen auf das Bauteil. Bei fein aufgelösten computergestützten Berechnungen (vgl. [Med06]) können solche Modelle auf duktile Materialien angewendet werden und das Verhalten durch diskontinuierliche Beschreibungsweisen abgebildet werden, indem z. B. Elemente gelöscht werden [Lem94].

2.4.4 Aktuelle Ansätze zur Modellierung lokaler mechanischer Werkstoffeigenschaften

Klassische Bruchhypothesen, wie in Abschnitt 2.4.3 vorgestellt, erlauben teilweise bereits eine Berücksichtigung lokaler Defekte. Aktuelle Ansätze führen Inhomogenitäten des Beanspruchungsverhaltens auf eine große Bandbreite weiterer Randbedingungen zurück. Nachfolgend werden diese Überlegungen kurz vorgestellt. Es können, vergleichbar mit der Gefügeprognose (Abschnitt 2.3.3), Eingangsdaten aus der Anguss- oder Bauteilgeometrie [Agh07] [Bae99] [Gu12] [Has07], Legierung [Cao04] [Eis13] [Tah14], prozesstechnischen Randbedingungen [Fri06] [Goh10] [Oji12] oder physikalischen Parametern aus Fertigungssimulationen [Agh07] [Fri06] [Gre03] herangezogen werden. Zudem kann die Verteilung der Eigenschaften als deterministisch-stochastisches Phänomen betrachtet werden, wie von *Dorum* et al. [Dor09a-c] [Fag10]. In der größten Anzahl der Quellen, in denen auch funktionale Zusammenhänge abgeleitet werden, wird die Ausprägung von Gefüge-eigenschaften [Cac11] [Gro09] und Defekten, wie Poren, zur Prognose der mechanischen Eigenschaften herangezogen, welche durch Versuche oder Fertigungssimulationen ermittelt werden können. Einige dieser Ansätze werden im Folgenden genauer erläutert. In [Gil10], [Tod03], [Tre05], [Sch08] oder den Forschungsprojekten NADIA [Wie11] und STACAST [StC12] werden Mischformen bzw. neu entwickelte Funktionen für Gefügedaten zur empirischen Prognose des lokalen Werkstoffverhaltens genutzt. Vergleichbare fertigungsspezifische Effekte treten auch bei Blech- und Profilbauteilen auf, was bspw. in [Ges11], [Lad08], [Spr10], [Oec10] oder [Wie10] untersucht wird.

In [Gre03] wird das Verhalten der Magnesiumlegierung AZ91 im Druckguss-Verfahren untersucht und ein Zusammenhang der Bruchdehnung ε_B bzw. der Fließgrenze R_E mit der Abkühlgeschwindigkeit \dot{T} und Fließlänge l_F abgeleitet. Die ermittelten Versuchsergebnisse sind in Bild 2-13 dargestellt. Große Abkühlgeschwindigkeiten begünstigen die Bildung von einem feinen Gefüge, was bspw. in dünnwandigen Bauteilbereichen auftritt und auf diese Weise dort zur Erhöhung der mechanischen Eigenschaften führt. Darüber hinaus treten in diesen Bereichen schwindungsbedingte Defekte nur vermindert auf. Ein zunehmender Fließweg wirkt sich zudem nachteilig auf die Bruchdehnung aus, da auf diese Weise die Schmelze stärker unterkühlt wird und zunehmend Verunreinigungen aufgenommen werden (s. Abschnitt 2.1.3, 2.3.3). Ähnliche Zusammenhänge konnten auch in [Gil10], [Scha08] und [Tre05] für die Magnesiumlegierung AM60 und die Aluminiumlegierung AlMg5Si2Mn identifiziert werden. Vergleichbar zum Fließweg können nach [Gil10] auch das Materialalter eines Schmelzepartikels t_M oder dessen Luftkontaktzeit t_L herangezogen werden.

Um den Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Bruchdehnung zu ermitteln, werden in [Gre03] zudem unterschiedlich gekerbte Proben aus der Legierung AZ91 mit unterschiedlichen Porositätsgraden geprüft. Als Ergebnis dieser Untersuchung wird der Schluss gezogen, dass der versagensbezogene Einfluss der Poren höher ist, als der der geometrisch eingebrachten Kerben.

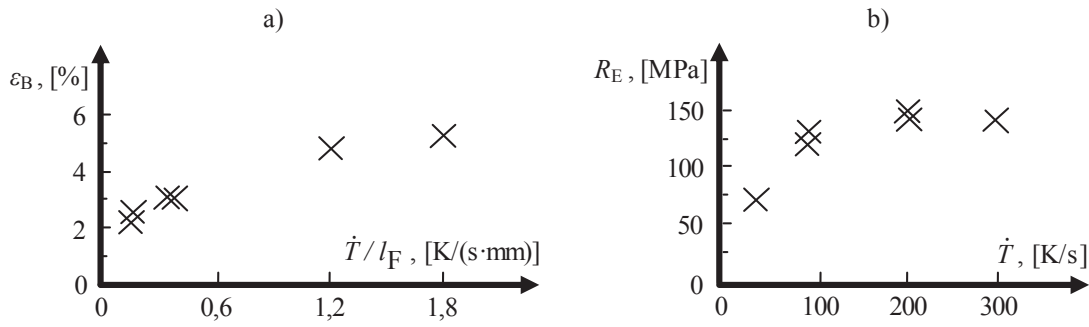


Bild 2-13 a) Bruchdehnung ε_B und b) Fließgrenze R_E in Abhängigkeit der Abkühlgeschwindigkeit \dot{T} und der Fließlänge l_F , nach [Gre03]

Dørum et al. modellieren das Bruchverhalten von Magnesium- und Aluminiumlegierungen im Druckguss mit einem *Cockcroft-Latham* Modell [Dor09a-c] [Fag10]. Hierbei werden mit Hilfe verschiedener Probengeometrien, Bruchenergien W_b (vgl. (2-33)) für unterschiedliche Mehrachsigkeiten ermittelt, wobei angenommen wird, dass unter Druck kein Bruch eintritt. Da die jeweiligen Bruchenergien stark voneinander abweichen, wird vermutet, dass die Größe des Prüfbereichs der Proben einen Einfluss hat, da davon die Auftretenswahrscheinlichkeit eines Defekts abhängt. Daher wird eine *Weibull*-Verteilungsfunktion angewendet, um die Bruchwahrscheinlichkeit in Abhängigkeit des Prüfbereichs definieren zu können und das Bruchverhalten besser vorherzusagen. In [Dor09c] wird das Modell dahingehend erweitert, dass experimentell ermittelte *Weibull*-Parameter für unterschiedliche Positionen im Bauteil mit der lokalen Luftkontaktzeit t_L aus der Fertigungssimulation korreliert werden, so dass die in Bild 2-14 dargestellte deterministisch-stochastische Verteilung erzielt wird.

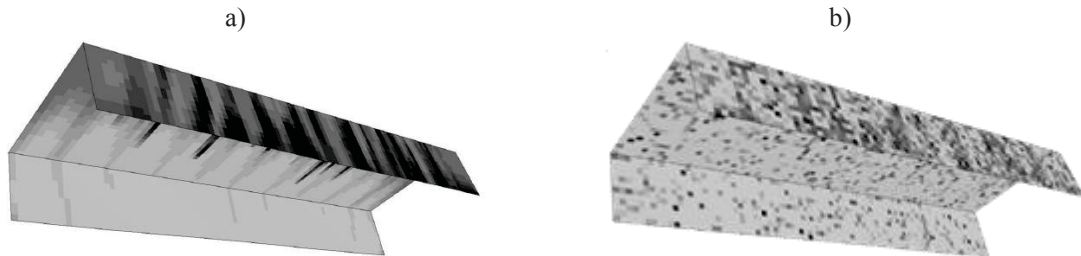


Bild 2-14 a) Normierte Luftkontaktzeit t_L und b) resultierende deterministisch-stochastische Verteilung der kritischen Bruchenergie W_b [Dor09c]

In [Tod03] wird eine Prognosefunktionen für die mechanischen Eigenschaften der Aluminiumlegierung AlSi6Cu4 erstellt. Die entwickelten Funktionen nutzen dabei neben dem Ergebnis der Erstarrungszeit t_E die Formel aus [Str00] zur Berücksichtigung der volumetrischen Porosität f_G , welche den Porenanteil im Verhältnis zum Gesamtvolumen des Prüfbereichs ausdrückt:

$$R_M = R_{M,0} (1 - s_R f_g) \quad s_R = \frac{U_p^2}{4 \pi A_p} \quad (2-34)$$

Die Form der Pore wird durch den Rundheitsfaktor s_R ausgedrückt, der aus dem Umfang U_p und der Porenfläche A_p gebildet wird. Die linke Formel kann auch für die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ verwendet werden, wobei dann der Rundheitsfaktor entfällt.

Gokhale et al. [Gok05a, b] untersuchen das Verhalten der Aluminiumlegierung AlSi7Mg, die über teilflüssige Verfahren bzw. Kippkokillenguss hergestellt werden. Die sich einstellenden mechanischen Eigenschaften werden dabei mit der fraktografischen Porosität $f_{g,F}$, die durch Vermessung der Poren in der Bruchfläche der Zugproben ermittelt wird, über eine Potenzfunktion mit dem Exponent n_G ausgedrückt:

$$\varepsilon_B = \varepsilon_{B,0} \left(1 - f_{g,F}\right)^{n_G} \quad (2-35)$$

Eine ähnliche Abhängigkeit von der fraktografischen Porosität stellen auch *Lee et al.* [Lee07a,b] [Lee10a,b] [Lee13a,b] fest, die eine bessere Beschreibung im Vergleich zur mittleren volumetrischen Porosität f_g zulässt. Hierbei werden Aluminium- und Magnesiumlegierungen im Druck- und Kokillengussverfahren untersucht. Bei dem Materialmodell werden die inneren Spannungen σ_{in} und Dehnungen ε_{in} des porenbehafteten Querschnitts A_0 in Abhängigkeit von σ_{au} und ε_{au} , die von außen wirken, beschrieben:

$$\sigma_{in} \left(1 - f_{g,F}\right) A_0 e^{-\varepsilon_{in}} = \sigma_{au} A_0 e^{-\varepsilon_{au}} \quad (2-36)$$

Der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung wird dabei mit der *Ludwik*-Gleichung beschrieben, wobei k_L und n_L materialspezifische Koeffizienten bzw. Exponenten sind:

$$\sigma = k_L \varepsilon^{n_{L,1}} \dot{\varepsilon}^{n_{L,2}} \quad (2-37)$$

Neben der Anwendung dieser Gleichung auf quasistatische Uniaxial-Zugversuche, werden in [Lee07b] auch unterschiedliche Dehnraten $\dot{\varepsilon}$, in [Lee10a,b] der Einfluss weiterer Gefügecharakteristika und in [Lee13a,b] die Anwendbarkeit der Formel auf das Energieaufnahmevermögen bzw. die zyklische Belastbarkeit nachgewiesen. Außer der vorgestellten Funktion wird auch die Anwendbarkeit der empirischen Gleichung (2-35) gezeigt.

Weiler et al. [Wie07] [Wie09a,b] [Wie12] und *Timelli* [Tim10] untersuchen Leichtmetalle im Druckgussverfahren und nutzen das gleiche Materialmodell, wie *Lee et al.*. Erstere untersuchen die Magnesiumlegierung AM60 und erweitern das vorhandene Modell unter Berücksichtigung der Größe, Lage und Verteilung von Poren im Querschnitt. Hierbei sind die größten Poren, mit dem geringsten Abstand zur Oberfläche am kritischsten anzusehen. *Timelli* erweitert das Modell für AlSi9Cu3(Fe) unter Verwendung einer *Weibull*-Verteilung zu einem deterministisch-stochastischen Prognosemodell.

Eine ähnliche Abhängigkeit der Bruchdehnung wie bei den vorgestellten Arbeiten wird auch in [Tir10] für die Legierung AlSi7Mg gefunden, wobei Ansätze aus der Bruchmechanik zur Herleitung der Gleichungen verwendet werden.

Um den Einfluss des Spannungszustands bei variablem Porengehalt von Aluminiumlegierungen zu untersuchen, werden von *Teng et al.* [Mae08b,c] [Ten09,10] Uniaxial- und Scherzugproben geprüft und mit dem äquivalenten Porendurchmesser $d_p = (4/\pi \cdot A_p)^{0.5}$ charakterisiert. Es zeigt sich, dass mit Hilfe von *Weibull*- und *Gauss*-Verteilungsfunktionen die Bruchdehnung ε_B und die Zugfestigkeit R_M beschrieben werden können.

Untersuchungen zum Einfluss lokaler Werkstoffeigenschaften auf zyklische Werkstoffkennwerte können [Fag05], [Gri09], [Heu08], oder [Liu09] entnommen werden.

2.4.5 Strukturberechnung auf Basis der FEM

Das Anfangsrandwertproblem für strukturmechanische Probleme basiert auf der lokalen Impulsbilanz, wobei $\ddot{\mathbf{u}}$ den Beschleunigungsvektor und \mathbf{b} volumenspezifische Kräfte ausdrückt. Wie zuvor definiert liegt $\boldsymbol{\sigma}$ in der vektoriellen Definition vor.

$$\rho \ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{D}^T \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{b} \quad (2-38)$$

Wird die kinematische Gleichung (2-26) in die konstitutive Gleichung (2-27) eingesetzt und anschließend in die Impulsbilanz (2-38), ergibt sich die lokale, starke Form der Differentialgleichung für lineare elastodynamische Probleme [Kle12] [Kul02] [Sch13]:

$$\rho \ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{D}^T \mathbf{C} \mathbf{D} \mathbf{u} + \rho \mathbf{b} \quad (2-39)$$

Zur Lösung dieser partiellen Differentialgleichung wird üblicherweise das Prinzip der virtuellen Verschiebungen angewendet, dessen Grundannahme eine Gleichheit der Summe der inneren und dynamischen mit der äußeren virtuellen Arbeit ist. In Kombination mit entsprechenden Randbedingungen und einer Integration über das Volumen und die Ränder entsteht eine Variationsgleichung, die als globale, schwache Form bezeichnet wird. Das Lösungsgebiet wird mit Hilfe von finiten Elementen (FE) aufgeteilt (diskretisiert) und die unbekannten Verschiebungen \mathbf{u} mit Form- oder Ansatzfunktionen und virtuellen Knotenverschiebungen approximiert. Nun werden die Integrale der Variationsgleichung durch numerische Integration in Summen umgewandelt und in eine gemeinsame Matrize für das zu beschreibende System überführt, was als *Ensemblierung* bezeichnet wird. Die so entstehende schwache Form kann je nach Anfangsbedingungen in den Beschleunigungs- oder Verschiebungsvektor aufgelöst werden. [Kle12] [Kul02]

Viele technische Probleme sind nichtlinear, was das Materialverhalten (z. B. Plastizität), die Geometrie (z. B. große Verschiebungen) oder den Systemzustand (z. B. Kontaktthematiken) angeht und damit mit der vorgestellten Vorgehensweise nicht direkt lösbar [Nas10] [Rus09]. Bei der Bildung der Impulsbilanz analog zu Gleichung (2-38) muss das jeweilige Gleichgewicht nicht auf den Ausgangszustand, sondern auf einen deformierten Referenzzustand bezogen werden. Bei der Bildung der Variationsgleichung, wie im linearen Fall, ergeben sich im Term der virtuellen inneren Arbeit nichtlineare Ausdrücke, die von der gesuchten Verschiebung \mathbf{u} abhängen. Bei der nachfolgenden Diskretisierung entstehen somit Steifigkeitsmatrizen, die ebenfalls von der Verschiebung abhängen, was eine iterationsbasierte Lösungsstrategie bedingt. [Kul02]

2.5 Numerische Optimierung

Die numerische Optimierung ist ein Werkzeug, um iterativ eine Verbesserung eines Anfangszustands zu erzielen, bis das vorher definierte Abbruch- bzw. Konvergenzkriterium erreicht ist. Die Definition und Auswahl der dafür zu bewertenden Entwurfsvarianten erfolgt automatisiert durch ein Optimierungsverfahren. Sofern nicht abweichend ausgewiesen, sind die Inhalte dieses Abschnitts [Har08] bzw. [Sch05] entnommen. Nacheinander werden in den folgenden Abschnitten zunächst die Grundlagen der numerischen Optimierung (2.5.1), Optimierungsverfahren (2.5.2) und zuletzt Optimierungsstrategien (2.5.3) beschrieben.

2.5.1 Grundlagen

Konkret kann es sich bei einem Optimierungsproblem bspw. um einen biegebelasteten Träger handeln, dessen Gewicht bei einer gegebenen maximalen Durchbiegung reduziert werden soll. Das zu reduzierende Gewicht stellt dabei eine Zielfunktion $z(\mathbf{x})$ dar, die durch Variation von Entwurfsvariablen \mathbf{x} , bspw. der Trägergeometrie, minimiert werden soll. Das strukturelle Verhalten wird durch einen Funktionsaufruf des Analysemodells, etwa eines Strukturberechnungsprogramms, abgebildet. Vielfach werden die Entwurfsvariablen in ihrem gültigen Wertebereich eingeschränkt, was als Restriktion (Nebenbedingung) $r(\mathbf{x})$ bezeichnet wird. Überschreitet der gewählte Entwurf die über die maximale Durchbiegung definierte Restriktion der Zielfunktion, so ist er ebenfalls ungültig. Die automatisierte Bewertung der Lösungsqualität sowie die Auswahl des Entwurfs der darauffolgenden Iteration, zur Erzielung des Optimums $z^* = z(\mathbf{x}^*)$, werden von Optimierungsverfahren übernommen.

Je nach Art der Entwurfsvariablen lassen sich unterschiedliche Klassen von geometrischen Optimierungen unterscheiden, was auch Auswirkungen auf die Freiheitsgrade der Lösung bzw. die anzuwendende Optimierungsstrategie hat. Die größten Freiheitsgrade liegen vielfach in der Wahl der Bauweise, dem eingesetzten Werkstoff sowie dem assoziierten Fertigungsverfahren. Eine Optimierung (Bild 2-15) kann durch Anpassung der Topologie, Form oder Dimensionierung durchgeführt werden. Erstere umfasst die Anordnung, Lage und Anzahl von Strukturelementen bzw. deren Materialeigenschaften (z. B. Streben/Löcher oder Elementsteifigkeiten). Diese Methode kann aufgrund der hohen Anzahl von Entwurfsvariablen vielfach nur für vereinfachte physikalische Phänomene angewendet werden (z. B. laminar-stationäre Durchströmung, linear-elastische Lastfälle). Eine Formoptimierung erlaubt die Verformung vorhandener Elemente und eine Optimierung der Dimension, bspw. zur Auslegung von Wanddicken.

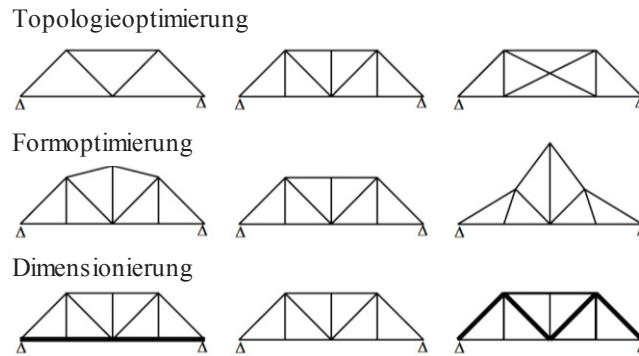


Bild 2-15 Klassifizierung von Strukturoptimierungsproblemen, nach [Sch05]

Als Optimum der Zielfunktion kann deren Minimum, Maximum oder ein bestimmter Wert definiert werden, wobei vielfach neben einem globalen Optimum weitere lokale Optima vorliegen. Den mathematischen Nachweis, dass (nur) ein globales Optimum existiert, ergibt sich durch Prüfung der Konvexität der Ziel- und Restriktionsfunktion. Dies ist jedoch in der Praxis durch mangelnde (gesamtheitliche) Informationen über die Zielfunktion vielfach nicht möglich. Als vereinfachte (nicht eindeutige) Maßnahme wird die Optimierung stattdessen von verschiedenen Startpunkten aus wiederholt durchgeführt, mit dem Ziel die jeweils gleiche Lösung zu erhalten.

Im eindimensionalen Fall lautet die notwendige Bedingung eines lokalen Minimums, dass die erste Ableitung der Zielfunktion $z(\mathbf{x})$ nach \mathbf{x} gleich null ist und die zweite Ableitung größer als null ist (hinreichende Bedingung). Im allgemeinen Fall lässt sich dies durch den Gradienten von $z(\mathbf{x})$ und die Hesse-Matrix \mathbf{H} ausdrücken, welche für alle Eigenwerte λ_E positiv definit sein muss.

$$\nabla z(\mathbf{x}) = 0 \quad (2-40)$$

$$\det(\mathbf{H}(\mathbf{x}) - \lambda_E \mathbf{E}) = 0 \quad (2-41)$$

Sofern N Restriktionen r_i berücksichtigt werden müssen, können diese gemeinsam mit der Zielfunktion z mit der in Gleichung (2-42) dargestellten *Lagrange*-Funktion f berücksichtigt werden. $\lambda_{L,i}$ sind *Lagrange*-Multiplikatoren, mit denen eine Restriktion aktiv ($\lambda_{L,i} \neq 0$) bzw. inaktiv ($\lambda_{L,i} = 0$) gesetzt werden kann. $\mu_{L,i}$ bezeichnen Schlupfvariablen, mit deren Hilfe Ungleichheitsrestriktionen wie Gleichheitsrestriktionen behandelt werden können.

$$f(\mathbf{x}, \lambda_L) = z(\mathbf{x}) + \sum_{i=1}^N \lambda_{L,i} \left(r_i(\mathbf{x}) + \mu_{L,i}^2 \right) \quad (2-42)$$

Durch partielle Ableitung von f nach den Entwurfsvariablen \mathbf{x} und den *Lagrange*-Multiplikatoren λ_L und Gleichsetzen mit null können die notwendigen Bedingungen für ein lokales Minimum nachgewiesen werden (vgl. Gleichung (2-40)). Diese werden auch *Kuhn-Tucker*-Bedingungen genannt.

2.5.2 Optimierungsverfahren

Optimierungsverfahren umfassen mathematische Algorithmen bzw. deren Kombination, um ein Optimum zu bestimmen. Nachfolgend werden exemplarische Vertreter vielfach genutzter Verfahren, für mehrdimensionale Optimierungen (2.5.2.1), Approximationen der Zielfunktion (2.5.2.2, 2.5.2.3) sowie stochastische Suchstrategien (2.5.2.4), vorgestellt.

Neben dem alleinigen Einsatz eines Verfahrens können diese auch kombiniert werden, was zur Erhöhung der Effizienz und Ergebnisqualität der Optimierung genutzt werden kann.

2.5.2.1 Mehrdimensionale Optimierung

Sind mehrere Entwurfsvariablen zu berücksichtigen, kann ein mehrdimensionales Problem mit Hilfe der Suchrichtung χ in ein Eindimensionales überführt werden. Ausgehend vom Entwurf \mathbf{x}_k in der k -ten Iteration wird in Richtung χ_k nach dem Minimum gesucht. Hierbei wird mit Hilfe der temporären Entwurfsvariablen x_T das eindimensionale Problem definiert:

$$\min_{x_T} f(\mathbf{x}_k + x_T \cdot \chi_k) \quad (2-43)$$

Die Suchrichtung χ_k kann bspw. mit der Methode des steilsten Abstiegs definiert werden, wobei der größte Gradient der Zielfunktion f in Iteration k die Suchrichtung χ_{k+1} vorgibt. Die eigentliche Optimierung entlang der Suchrichtung kann bspw. mit Liniensuchverfahren unter Berücksichtigung etwaiger Restriktionen durchgeführt werden. Das (lokale) Optimum kann auch hier unter Zuhilfenahme der *Lagrange*-Funktion identifiziert werden.

2.5.2.2 Lokale Approximationsverfahren

Zur Steigerung der Effizienz der Optimierung kann das reale Problem mit einer Approximation angenähert werden, wodurch kostenintensive Funktionsaufrufe eingespart werden.

Im Fall der lokalen Approximation werden im Bereich eines Datenpunkts einfache Funktionen zur Näherung verwendet, die nur in einem begrenzten Bereich ausreichende Genauigkeit bieten. Ein vielfach verwendeter Algorithmus ist dabei die Sequentielle Quadratische Programmierung (SQP). Am Beispiel der Zielfunktion z wird in Bild 2-16 deren Verlauf mit Hilfe einer *Taylorreihe* bei \mathbf{x}_k quadratisch approximiert. Dann wird das Minimum der Ersatzfunktion \tilde{z}_k bestimmt, welches wiederum der Startwert \mathbf{x}_{k+1} für \tilde{z}_{k+1} ist.

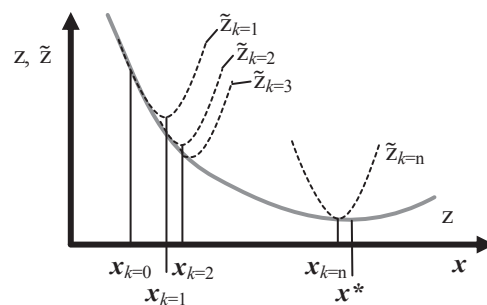


Bild 2-16 Funktionsweise der Sequentiellen Quadratischen Programmierung (SQP), nach [Har08] [Sch05]

Ist die Zielfunktion von starken Nichtlinearitäten und Oszillationen geprägt, wie es bspw. bei Optimierungen von Crashlastfällen oft vorkommt, bietet sich die Verwendung der *Successive Response Surface Method* an. Hierbei wird um \mathbf{x}_k ein Sub-Entwurfsraum gebildet, in dem die Zielfunktion meist linear über mehrere Stützpunkte approximiert wird, wodurch das Minimum am Rand liegt. In Iteration $k+1$ wird dort ein neuer Sub-Entwurfsraum definiert, so lange bis das Konvergenzkriterium erreicht wird. Auf diese Weise wird eine Glättung der Zielfunktion erreicht und das globale Verhalten sukzessive angenähert.

2.5.2.3 Globale Approximationsverfahren

Der erste Schritt einer globalen Approximation ist üblicherweise die Bildung eines Versuchsplans (*Design of Experiments*, DOE). Hierbei werden Entwürfe (Versuche) \mathbf{x}_i unter Variation der Entwurfsvariablen generiert und mit diesen Eingangsdaten die jeweilige Antwort der Ziel- und Restriktionsfunktion berechnet. Die Anzahl der notwendigen Funktionsaufrufe hängt vom gewählten DOE und der Anzahl der Entwurfsvariablen ab. Diese unterscheiden sich u. a. darin, wie engmaschig die Abtastung des Entwurfsraums ist, oder ob mehrere Entwurfsvariablen zugleich variiert werden. Pläne, wie bspw. das *Latin Hypercube* Verfahren, sind zufallsgesteuert, wobei in diesem der Entwurfsraum in Spalten und Zeilen aufgeteilt wird, mit jeweils nur einer Stützstelle.

Im zweiten Schritt wird durch die entstandenen Antwortpunkte im Entwurfsraum eine globale Approximation (Antwortfläche, Metamodell) gelegt. Hierbei können bspw. Polynome, orthogonale Polynome, neuronale Netze, radiale Basisfunktionen oder *Kriging*-Verfahren eingesetzt werden [Isi14]. In Bild 2-17 ist das Prinzip am Beispiel der Zielfunktion z dargestellt.

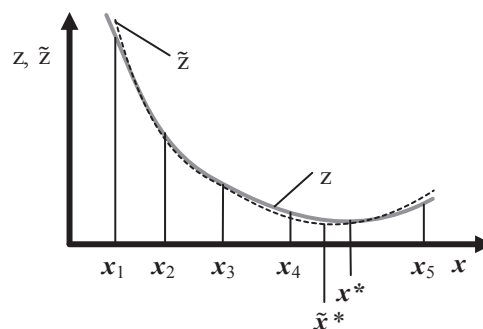


Bild 2-17 Funktionsweise eines globalen Approximationsverfahrens, nach [Har08] [Sch05]

Zur Bewertung der Qualität der Approximation können verschiedene statistische Hilfsmittel herangezogen werden. An dieser Stelle wird ein Koeffizient vorgestellt, der mit Hilfe einer Kreuzvalidierung gebildet wird und in der Literatur vielfach als R^2_{PRESS} oder R^2_{pred} geführt wird [Ort14]. Zur Bildung wird jeweils ein Datenpunkt \mathbf{x}_i der N Versuche bei der Bildung des Metamodells $\tilde{z}_{i,\text{pred}}$ weggelassen und die mit diesem reduzierten Modell ermittelten Funktionswerte mit den tatsächlichen Werten z_i verglichen. Der Wert sollte dabei möglichst nahe bei eins liegen. Werden für $\tilde{z}_{i,\text{pred}}$ alle Datenpunkte genutzt, so erhält man aus der Gleichung den Regressionsparameter R^2 .

$$R^2_{\text{PRESS}} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (z_i - \tilde{z}_{i,\text{pred}})^2}{\sum_{i=1}^N (z_i - \bar{z})^2}, \quad \text{wobei } \bar{z} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z_i \quad (2-44)$$

Im letzten Schritt wird das Optimum bei $\tilde{z}^* = \tilde{z}(\tilde{x}^*)$ der Antwortfläche mit einem der vorgestellten Verfahren bestimmt und mit der Antwort des Analysemodells $z(\tilde{x}^*)$ an dieser Stelle verglichen.

Die Erstellung einer zuverlässigen globalen Approximation ist in der Regel sehr rechenintensiv. Dann kann diese jedoch als effizienter Ersatz für ein aufwändiges Analysemodell genutzt werden. Damit lassen sich z. B. einfach die Auswirkungen von Anpassungen der Restriktionsgrenzen analysieren, Mehrzieloptimierungen durchführen, oder kostenintensive Verfahren, wie Robustheitsoptimierungen, realisieren.

2.5.2.4 Stochastische Suchstrategien

Als Beispiel für eine stochastische Suchstrategie werden genetische Algorithmen vorgestellt, die die Biologie als Vorbild haben. Im Gegensatz zu den zuvor vorgestellten mathematischen Verfahren wird ein Folgeentwurf (Nachkomme) nicht mit Hilfe einer Suchrichtung bestimmt, sondern mit einer stochastischen Änderung (Mutation) der Entwurfsvariablen pro Iteration k . In Bild 2-18 ist die Funktionsweise visualisiert, mit der Elterngeneration und den Nachkommen. Die besten Entwürfe werden in jeder Iteration als Eltern für die nächste Iteration selektiert und neu kombiniert, bis zum Erreichen des Abbruchkriteriums. Ein weiteres Beispiel für stochastische Suchstrategien ist das Verfahren des *Simulated Annealing*.

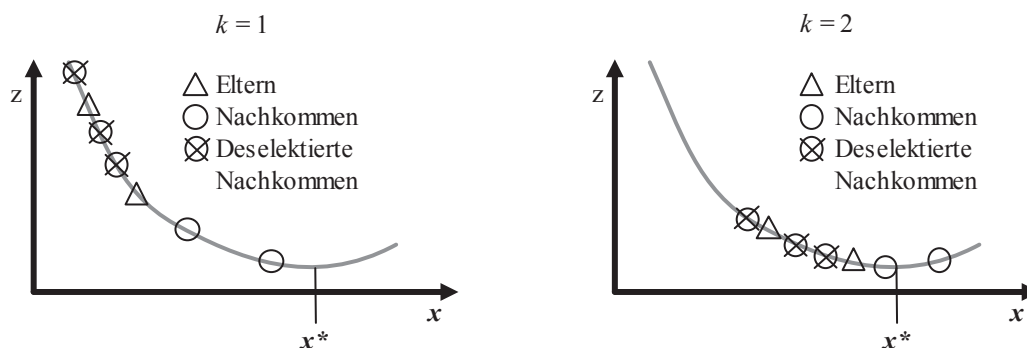


Bild 2-18 Funktionsweise einer Evolutionsstrategie, nach [Har08] [Isi14] [Sch05]

2.5.3 Optimierungsstrategien

2.5.3.1 Reduktion von Entwurfsvariablen

Vor der Durchführung der eigentlichen Optimierung empfiehlt es sich aus Kostengründen die Anzahl der Entwurfsvariablen so stark wie möglich zu reduzieren. Dies kann mit Hilfe von Sensitivitätsanalysen oder stochastischen Analysen erreicht werden.

Der Einfluss einer Entwurfsvariablen auf die Ziel- und Restriktionsfunktion kann über den Gradienten (die Sensitivität) bestimmt werden. Darüber hinaus wird dieser beim Einsatz von Gradientenverfahren benötigt. Die Sensitivitäten können lokal und global analysiert werden

und können sich über den Iterationsfortschritt ändern. Manche Programmsysteme erlauben es, diese bspw. für linear-statische, strukturmechanische Probleme analytisch zu berechnen, was einen Rechenzeitvorteil ggü. der Bestimmung über Differenzenquotienten bewirkt. Vergleichbare Ansätze werden auch im Bereich der Strömungsoptimierung angewendet [The10]. Lokale Sensitivitäten bergen die Gefahr, dass, insbesondere bei oszillierenden Funktionen, das Vorzeichen des Gradienten sich abhängig vom Untersuchungspunkt ändert. Globale Sensitivitätsanalysen haben einen glättenden Charakter, da der Funktionsverlauf über mehrere Punkte approximiert wird, jedoch können auch hier Fehleinschätzungen auftreten. Auch die Mittelung mehrerer lokaler Sensitivitäten zu einem Globalwert ist denkbar. Zusätzlich zur Sensitivitätsanalyse muss auch der Variablenwert geprüft werden, um sicherzustellen, dass der betrachtete Gradient im nicht-restringierten Bereich der Funktion liegt und die Größenordnungen der Variablen, z. B. über eine Normierung, vergleichbar sind.

Bei stochastischen Analysen wird die Auswirkung von Streuungen der Entwurfsvariablen auf die Streuung der Ziel- und Restriktionsfunktionen analysiert. Im Gegensatz zu den in Abschnitt 2.5.3.3 behandelten Robustheitsanalysen wird eine Gleichverteilung der Entwurfsvariablenwerte im gesamten zulässigen Wertebereich (ggü. Verteilungsdichtefunktionen) angesetzt. Die wesentlichsten Variablen haben dabei den größten Anteil an der Streuung der Zielgröße.

Mit linearen Regressionsmodellen werden mit Hilfe eines Versuchsplans Datenpunkte erzeugt, um im Anschluss deren lineare Korrelationskoeffizienten (vgl. [Mau11]) und die relative Wichtigkeit für das Ergebnis mit Hilfe des Bestimmtheitsmaßes zu bestimmen.

Wird eine Varianzanalyse (ANOVA - *Analysis of Variance*) durchgeführt, können neben linearen Korrelationen zwischen einzelnen Größen auch nichtlineare Zusammenhänge identifiziert werden. Es lassen sich funktionale und diskrete Varianzanalysen unterscheiden, wobei für Erstere ein analytischer Ausdruck der Zielfunktion bzw. ein Metamodell vorliegen muss und Letztere mit Hilfe eines Versuchsplans das Ergebnis annähert. Das Grundprinzip ist dabei die Zerlegung der Zielfunktion in Haupteffekte und Wechselwirkungen, die sich aus Mischtermen der Entwurfsvariablen aufbauen. Um eine Hierarchisierung der Bedeutung der Terme vorzunehmen, werden die Varianzen der Terme berechnet und deren kumulativer Anteil an der Gesamtvarianz der Zielfunktion in einem gemeinsamen Diagramm aufgetragen.

2.5.3.2 Mehrzieloptimierung

Fallen die Optima mehrerer Zielfunktionen nicht zusammen, liegt ein Zielkonflikt vor, da ab einem bestimmten Punkt eine Funktion nur noch zu Lasten der anderen weiter verbessert werden kann. Ein derartiges Vektroptimierungsproblem (eine *Pareto*-Optimierung) ist grafisch für zwei Zielfunktionen in Bild 2-19 dargestellt. *Pareto*-optimale Lösungen von z_1 und z_2 liegen dabei auf dem Rand des zulässigen Lösungsraums und stellen die kompromissbehaftete Lösungsmenge zwischen den beiden Zielfunktionen dar. Die Erzeugung dieser Diagramme ist kostenintensiv, kann aber mit dem Hilfsmittel der restriktionsorientierten Transformation beschleunigt werden. Hierbei werden ein Hauptziel z_1 und Nebenziele $r_{2,i}$ in Form von Restriktionen für z_2 definiert. Durch die gefundenen *Pareto*-optimalen Punkte kann dann der gesamte Rand approximiert werden.

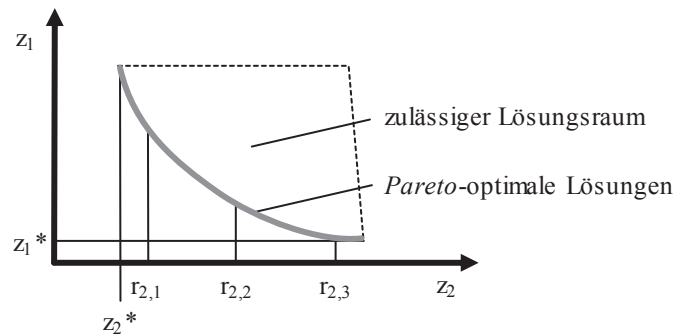


Bild 2-19 Pareto-optimale Lösungen für die Zielfunktionen z_1 und z_2 , nach [Har08] [Sch05]

2.5.3.3 Robustheitsuntersuchungen

In der Realität sind alle Konstruktionen Streuungen unterworfen, die z. B. aus geometrischen Toleranzen oder fertigungsbedingten streuenden Werkstoffeigenschaften herrühren können. Darüber hinaus gibt es numerische Effekte von Berechnungsprogrammen und Ungenauigkeiten bei Versuchsdurchführungen. Als Folge kann es dazu kommen, dass ein schmales deterministisches Optimum bei x^* (vgl. Bild 2-20) aufgrund von streuenden Eingangsgrößen schlechte oder ungünstige Werte erreichen kann. Das robuste Optimum bei x_r^* ist dagegen möglichst unabhängig von Streuungen. Es sei jedoch zu bemerken, dass dessen Ermittlung sehr rechenintensiv ist, da bei jeder Iteration die Streuung der Entwurfsvariablen und die Auswirkung auf die Zielfunktion überprüft werden muss. Daher werden vielfach lediglich Robustheitsbewertungen an einzelnen Punkten des Entwurfsraums durchgeführt.

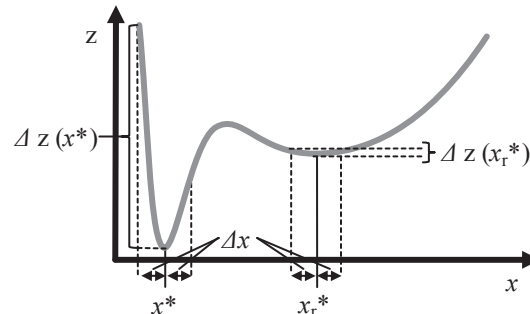


Bild 2-20 Gegenüberstellung deterministischer und robuster Optima, nach [Har08]

Zur Quantifizierung der stochastischen Streuung dienen üblicherweise Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen, wie die *Gauß*- oder *Weibull*-Verteilung. Die Streuung um den Mittelwert (Erwartungswert) einer Größe können über die Standardabweichung und die Varianz ausgedrückt werden. Um die Streuungen in der Optimierung analysieren zu können, werden die Verteilungsdichtefunktionen der Entwurfsvariablen bspw. mit Hilfe stochastischer Methoden, wie der *Monte-Carlo*-Methode oder dem *Latin-Hypercube-Sampling*, angenähert. Da im Gegensatz zu einer deterministischen (nicht stochastischen) Optimierung viele Varianten der Entwurfsvariablen untersucht werden müssen, ist eine Robustheitsoptimierung entsprechend aufwändig. Sollen neben Mittelwert und Streubreite der Zielfunktion auch noch die Einflüsse der Streuungen der einzelnen Entwurfsvariablen analysiert werden, können lineare Regressionsmodelle und Varianzanalysen eingesetzt werden.

3 Modellaufbau und -analyse

In diesem Kapitel werden die für die Optimierung genutzten geometrischen Entwurfsmodelle sowie die strömungs- und strukturmechanischen Analysemodelle entwickelt. Hierbei wird auf die Ansätze der in Abschnitt 2.2-2.4 vorgestellten Modelle zurückgegriffen. Strömungsspezifische Kenngrößen spielen eine wesentliche Rolle bei der Entstehung von Formverschleißeffekten und Defekten in Druckgussbauteilen. Daher wird der fertigungstechnische Fokus dieses Kapitels auf die Strömungsmodellbildung gelegt. Inwiefern erstattungsspezifische Fragestellungen vereinfacht werden können, wird kritisch überprüft. In den Abschnitten 3.1 bis 3.3 werden sukzessive die Modelle zur Geometriedefinition, der Strömungs- und (gekoppelten) Strukturberechnung entwickelt. Dabei werden auch die Entwurfsvariablen und die Zielfunktionen für die nachgeschaltete Optimierung vorgestellt.

3.1 Geometrische Entwurfsmodelle

Zur Geometriedefinition und -änderung in Abhängigkeit der Entwurfsvariablen dient das Konstruktionsprogramm CATIA (Version V5, Release 19, *Dassault Systèmes*). In Abschnitt 3.1.1 werden die eingesetzten Konstruktionsmethoden vorgestellt, die Definition der Entwurfsvariablen und -räume können den Abschnitten 3.1.2 und 3.1.3 entnommen werden.

3.1.1 Konstruktionsmethodik

Die geometrische Definition des Modells ist vergleichsweise einfach, da lediglich das zweidimensionale Profil der Geometrien beeinflusst und bei Bedarf extrudiert wird. Die Herausforderungen liegen dafür darin die Konstruktion während der Optimierung automatisiert ansteuern zu können und möglichst aktualisierungstabil zu gestalten.

Die Konstruktionsmethodik (ild 3-1) stützt sich auf skizzenbasierte Geometriemodelle, die mit Hilfe von externen Skripten und Textdateien über Entwurfstabellen gesteuert werden [PAG14b]. Die Dateien enthalten die Entwurfsvariablenwerte und können vom Optimierungssystem beeinflusst werden. Gleichzeitig werden skalare Kontrollparameter in eine weitere Textdatei ausgegeben, um für geometrische Restriktionen genutzt werden zu können.

Um ungültige Entwürfe zu vermeiden, können Entwurfsvariablen in ihrem gültigen Wertebereich nach oben und unten eingeschränkt werden. Jedoch ist diese Einschränkung lediglich eindimensional, im Fall von n Entwurfsvariablen ergibt sich ein n -dimensionaler zulässiger Wertebereich, da die Variablen miteinander interagieren. Dieser lässt sich nicht trivial ermitteln bzw. definieren. Stattdessen wird vom Optimierungsprogramm eine Rückmeldung von CATIA ausgewertet, ob der Aktualisierungslauf erfolgreich war. Zudem wird überprüft, ob geometrische Restriktionen durch den Entwurf verletzt sind. Sollte einer der beiden Fälle zutreffen wird der Entwurf als ungültig eingestuft und aussortiert.

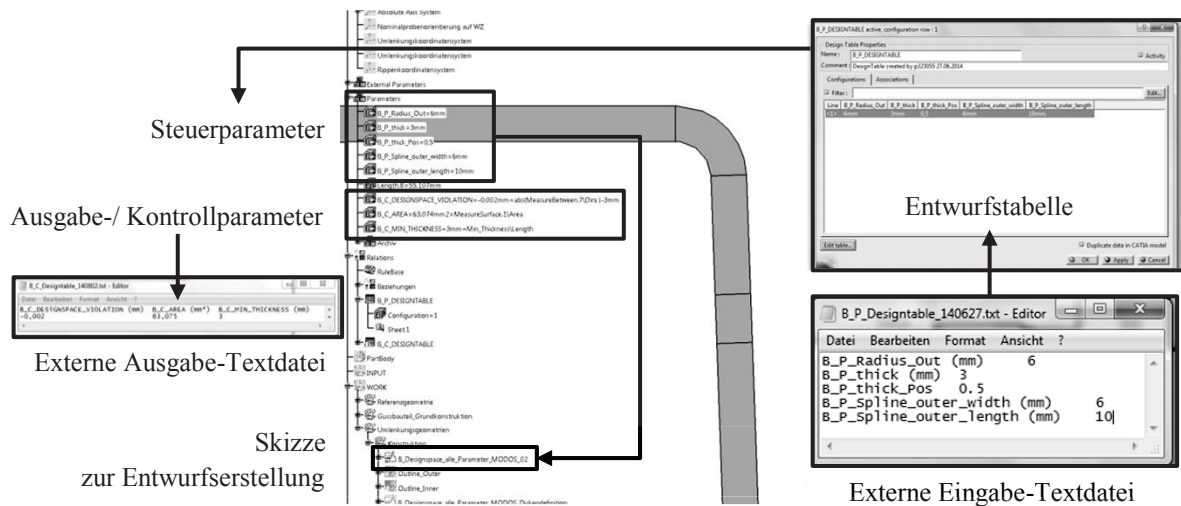


Bild 3-1 Konstruktionsmethodik zur automatisierten Ansteuerung von CATIA-Modellen, aufbauend auf [PAG14b]

3.1.2 Umlenkung

Für die Geometrie der Umlenkung werden zwei Entwurfsmodelle entwickelt, die im Folgenden genauer vorgestellt werden.

Beiden Modellen ist gemein, dass sie eine Ein- und Auslauflänge von jeweils $25 \cdot t_w$ aufweisen und eine Grundwanddicke von $t_w = 3$ mm besitzen. Ersteres dient dazu, dass im Bereich der Umlenkung von einem ausgebildeten Strömungsprofil ausgegangen werden kann, bzw. sich die Strömung nach der Umlenkung wieder homogenisiert [Nik32]. Der Einlauf befindet sich dabei auf der linken Seite des Horizontalbereichs von Bild 3-2. Der Auslaufbereich weist einen Entformwinkel von 2° zur Vertikalen auf. Zur besseren Visualisierung des Umlenkungsbereichs werden die Ein- und Auslaufbereiche im Folgenden abgeschnitten.

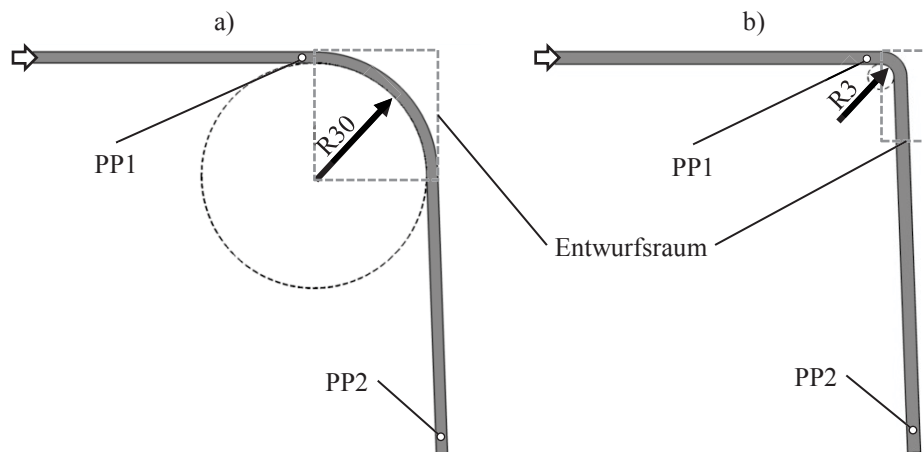


Bild 3-2 a) Basisentwurf Entwurfsmodell I (Umlenkung 1 - U1), mit Innenradius 30 mm, b) Basisentwurf Entwurfsmodell II (Umlenkung 2 - U2), mit Innenradius 3 mm

Der Unterschied der Modelle besteht in der Größe des Entwurfsraums, den Basisentwürfen und den Entwurfsvariablen. Während der Basisentwurf von Entwurfsmodell I (EM I) einen Innenradius von $r_i = 30$ mm aufweist (Umlenkung 1 – U1, Bild 3-2a), beträgt dieser bei

Entwurfsmodell II (EM II) 3 mm (Umlenkung 2 – U2, Bild 3-2b). Beide Modelle sind mit Punktproben (PP) versehen, an denen die lokalen Drücke, bspw. zur Ermittlung des Druckverlustbeiwerts, ausgelesen werden können. Sie befinden sich jeweils kanalmittig 5 mm vor Beginn des Entwurfsraums bzw. dem Auslass. Die genaue Eingrenzung der Entwurfsräume und die Definition der Entwurfsvariablen wird in den Folgeabschnitten vorgestellt.

3.1.2.1 Entwurfsmodell I

Der Entwurfsraum für EM I wird vergleichsweise groß gewählt, um ausreichend geometrischen Freiraum zur Ausbildung von abstrakten geometrischen Optima zu bieten. Die Entwürfe der Umlenkung sind so ausgelegt, dass alle Entformungsrichtungen in dem in Bild 3-3 dargestellten Quadranten möglich sind. Die Winkel sind dabei relativ zur Vertikalen angegeben und es wird von einer Mindestentformschräge von 2° ausgegangen.

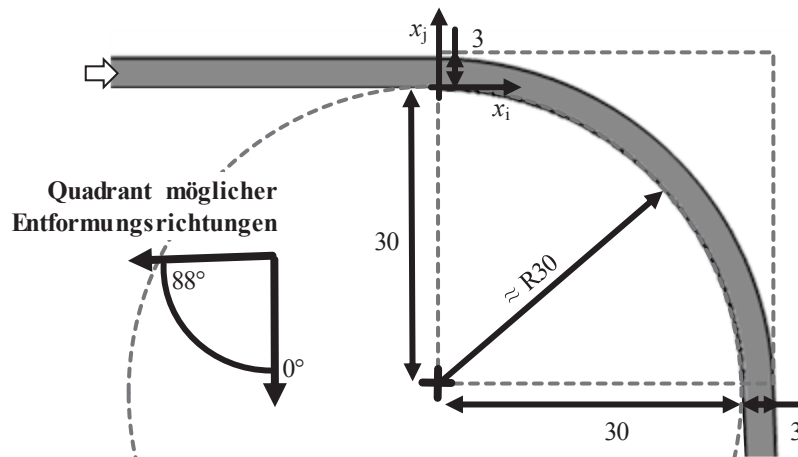


Bild 3-3 Entwurfsraum und Basisentwurf U1 für Entwurfsmodell I

Die implementierten elf geometrischen Freiheitsgrade der Geometrie lehnen sich an die Literaturrecherche der Abschnitte 1.3 und 2.2.4 an und können in vier verschiedene Gruppen eingeteilt werden. Deren Parameter werden zur besseren Übersichtlichkeit in Tabelle 3-1 unabhängig voneinander vorgestellt. Bei der späteren Formoptimierung werden alle Parameter gleichzeitig variiert.

Die erste Gruppe mit den Entwurfsvariablen WE und WA dienen der Variation des Ein- und Auslasswinkels. Zur Erstellung mäanderförmiger Entwürfe nach [Küp04-07] werden die Variablen MH , MB und MP genutzt. MH dient zur Definition der Richtung und Höhe des in sich achsensymmetrischen Mäanders, wobei Werte größer als 3 mm eine Auswölbung nach außen bedingen. MB definiert die Breite des Mäanders und MP den Abstand des Mäanders zum Einlauf, relativ zur Länge des Krümmungsbogens. Um nichttechnische Radien (welche nicht einem Kreisbogenabschnitt entsprechen) zu realisieren, ist die Krümmung als *Spline* definiert. Dessen mittlerer Kontrollpunkt wird in x_i -Richtung mit dem Parameter KX und in x_j -Richtung mit dem Parameter KF beeinflusst. Dieser gibt die Position relativ zu KX an. Um die lokale Dicke zu beeinflussen, steuert DB den absoluten Endwert, DL die ungestörte Länge der Dickenänderung, DI die Übergangslänge von der Grundwanddicke, bis DB erreicht wird, und DP die Position auf dem Krümmungsbogen.

Tabelle 3-1 Entwurfsvariablen EM I

Entwurfsvariable	minimal	maximal	Startwert	Einheit	Beispiel
Winkel am Einlass (WE)	1	15	1	[°]	
Winkel am Auslass (WA)	1	15	1	[°]	
Mäanderhöhe (MH)	1,5	4,5	3	[mm]	
Mäanderbreite (MB)	5	20	5	[mm]	
Mäanderposition (MP)	0	0,75	0,5	[-]	
x-Komponente der Krümmung (KX)	10	30	25	[mm]	
Krümmungsfaktor (KF)	0,5	1,0	0,5	[-]	
Betrag der Aufdickung (DB)	2	5	3	[mm]	
Länge der Aufdickung (DL)	5	40	10	[mm]	
Einlasslänge der Aufdickung (DI)	2	10	5	[mm]	
Position der Aufdickung (DP)	1	40	20	[mm]	

3.1.2.2 Entwurfsmodell II

Mit Entwurfsmodell II (EM II) soll überprüft werden, inwiefern auch mit einem kleineren Entwurfsraum als bei EM I Optimierungspotenziale erschlossen werden können. Dafür wird eine typische Bauraumsituation eines Gussbauteils untersucht und berücksichtigt (Bild 3-4a).

Der Anschnitt des Bauteils erfolgt vielfach über einen Fügeflansch, der aus Bauraum- und Massegründen eine Maximalbreite nicht überschreiten sollte. Gleichzeitig ist eine ungestörte Mindestflanschbreite notwendig, um Fügeelemente, wie Stanzniete, setzen zu können. Der größtmögliche Flansch ergibt sich damit durch den kleinstmöglichen Radius. Entsprechend

wird der Innenradius r_1 des Basisentwurfs nach der Empfehlung aus [Fre07] (s. Tabelle 2-4) für Aluminiumlegierungen gleich groß wie die Grundwanddicke mit $r_1 = t_{w,1} = 3 \text{ mm}$ dimensioniert.

Um bei gleichbleibender Flanschbreite eine höhere Formfreiheit generieren zu können, werden Entwürfe mit Gegenschwüngen ermöglicht (Bild 3-4b), wie sie auch in [Küp04-07] untersucht werden. Da diese Geometrien gegenüber der Entformungsrichtung von 0° zur Vertikalen einen Hinterschnitt aufweisen, muss die Entformungsrichtung angepasst werden. Geht man von einer Mindestentformschräge von 2° aus, sind im vorliegenden Beispiel noch Entformungsrichtungen im Quadrant von 12° bis 88° möglich. Dieser Quadrant wird in den nachfolgenden Entwürfen jeweils angegeben.

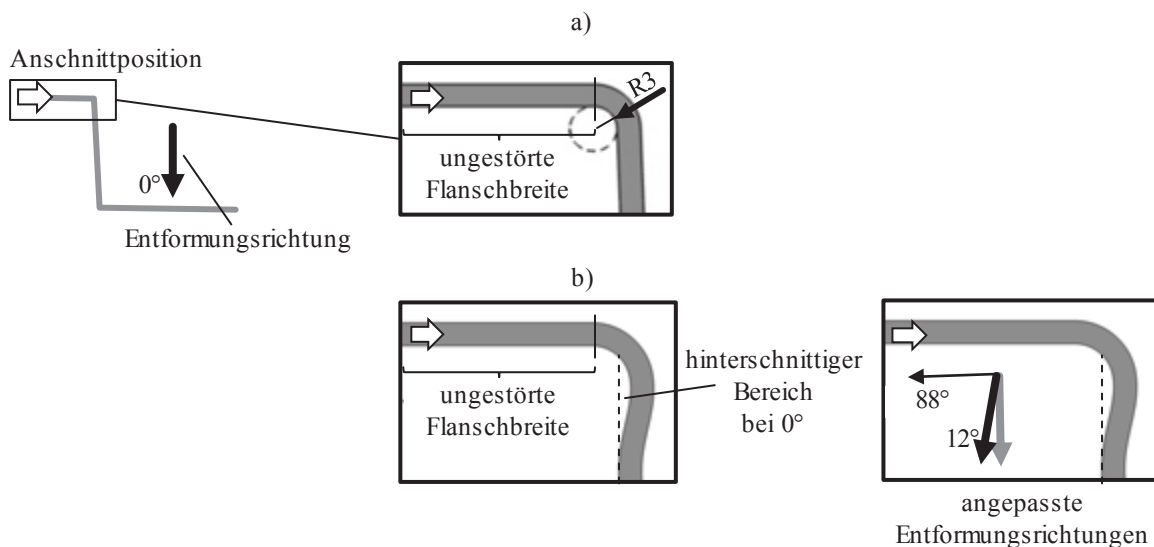


Bild 3-4 a) Typische Bauraumsituation in einem Gussbauteil, b) Erweiterung des Bauraums für die Umlenkung durch Ermöglichung von Entwürfen mit Gegenschwüngen

In Bild 3-5 sind der Basisentwurf U2 und der Entwurfsraum von EM II dargestellt. Im bildrechts dargestellten Bereich mit einer Größe von $5 \text{ mm} \cdot 20 \text{ mm}$ können die Gegenschwünge entstehen. Hinsichtlich der Entformbarkeit sind bei diesem Entwurf die größtmöglichen Freiheitsgrade gegeben.

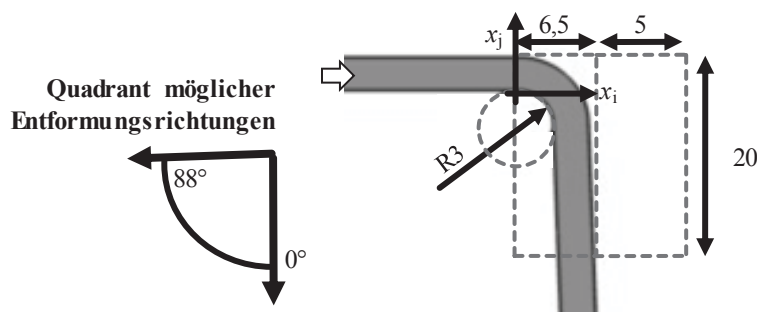


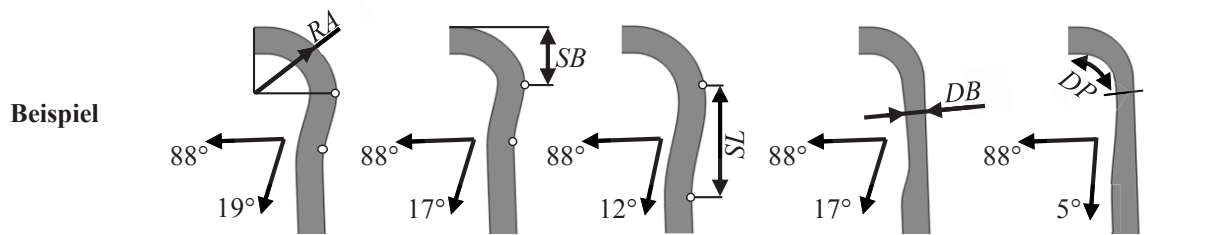
Bild 3-5 Basisentwurf U2 von Entwurfsmodell II (EM II) mit Entwurfsraum

In Tabelle 3-2 sind die Entwurfsvariablen und die zugehörigen Wertebereiche dargestellt. Um Gegenschwünge realisieren zu können, kann der Außenradius R_A vergrößert werden. Die

Rückführung des Gegenschwungs zum Auslass erfolgt mit Hilfe eines *Splines*. Dessen Kontrollpunkte können mit den Variablen *SB* und *SL* variiert werden. Wie bei EM I kann der Betrag der lokalen Dicke *DB* beeinflusst werden. *DP* gibt relativ zur Krümmungsbogenlänge an, an welcher Position *DB* erreicht wird. Der Quadrant der möglichen Entformungsrichtungen wird von allen Entwurfsvariablen beeinflusst. Daher liegt die Vermutung nahe, dass auch ein Optimalentwurf eine eingeschränkte Entformbarkeit aufweisen kann.

Tabelle 3-2 Entwurfsvariablen EM II

Entwurfsvariable	Außenradius (<i>RA</i>)	<i>Spline</i> -Breite (<i>SB</i>)	<i>Spline</i> -Länge (<i>SL</i>)	Betrag der Aufdickung (<i>DB</i>)	Position der Aufdickung (<i>DP</i>)
minimal	4	2	10	2	0,1
maximal	18	7	14	5	0,9
Startwert	6	6	10	3	0,5
Einheit	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]



3.1.3 Rippe

In Bild 3-6 ist der Entwurfsraum und der Basisentwurf R1 der Rippe dargestellt. Der Nullpunkt des lokalen Koordinatensystems wird am Schnittpunkt der Symmetrieebene des Rippenkamms und der Unterkante der Rippengrundfläche definiert. Davon ausgehend hat der Entwurfsraum, innerhalb dessen die Form der Rippenwurzel und des -kamms variiert werden können, eine Breite von 25 mm, symmetrisch zum Ursprung, eine maximale Höhe von 50 mm und einen Bauraum nach unten von 10 mm. Die Grundwanddicke beträgt, wie bei der Umlenkung, $t_w = 3$ mm.

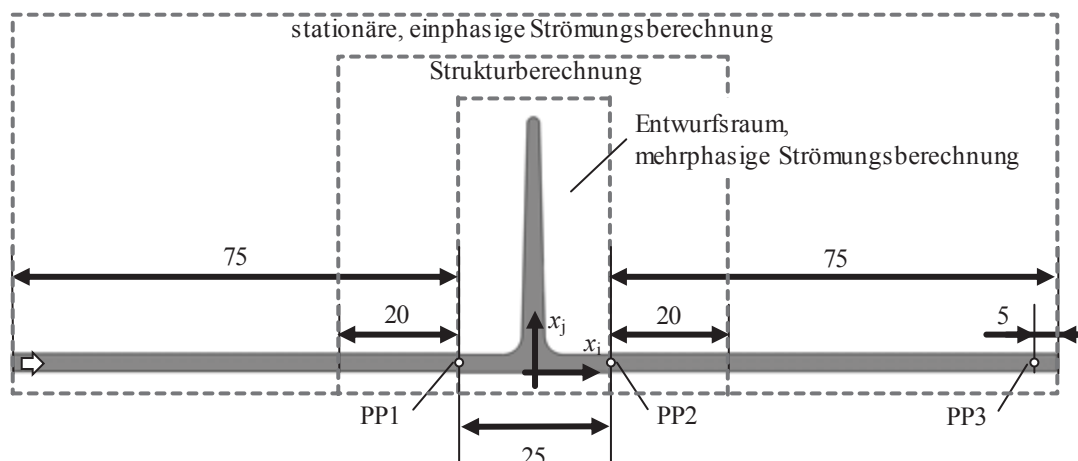


Bild 3-6 Entwurfsraum der Rippe mit Basisentwurf R1

Diese Konstruktion dient drei verschiedenen Simulationen als Ausgangspunkt, wobei sich jeweils die Länge der Flansche unterscheidet. Zur Charakterisierung der Strömung werden

ein- und mehrphasige Strömungsberechnungen durchgeführt, wie in Abschnitt 3.2 näher erläutert wird. Beim einphasigen Modell werden 75 mm lange Kanäle an Ein- und Auslauf berücksichtigt, so dass von ausgebildeten Strömungsprofilen ausgegangen werden kann [Nik32]. Zur Berechnung von Lufteinschlüssen muss die Strömung mehrphasig abgebildet werden (s. Abschnitt 3.2.4). Da dadurch die Rechenzeit zunimmt, wird nur der Entwurfsraum simuliert und erweiterte Ein- und Auslassbedingungen implementiert. Um lokale Drücke auszulesen, werden Punktproben (PP) im Strömungsmodell berücksichtigt, die in Bild 3-6 visualisiert sind. Das dritte Modell wird zur Strukturberechnung genutzt, weshalb 20 mm breite Flansche als Auflagefläche für Lager einer Dreipunktbiegebelastung dienen.

3.1.3.1 Basisentwürfe

Die optimale Rippe soll einen Kompromiss aus geringem Formverschleiß und hoher Beanspruchbarkeit darstellen. Ersterer wird mit der Berechnung des Einstromvorgangs charakterisiert. Zudem erhält man dadurch Informationen über eingeschlossene Luftblasen. Die Beanspruchbarkeit wird mit Hilfe eines Dreipunktbiegebelastfalls quantifiziert (s. Abschnitt 3.3.4), wobei der Rippenkamm auf Zug belastet wird. Da die eingeschlossene Luft einen negativen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat, werden auf diese Weise die Disziplinen der Strömungs- und Strukturberechnung verknüpft.

Um ausgehend von diesen Randbedingungen Basisentwürfe und Entwurfsvariablen zu erarbeiten, wird in Bild 3-7 eine Grenzübergangsbetrachtung bei konstantem Biege-
widerstandsmoment W_B angestellt.

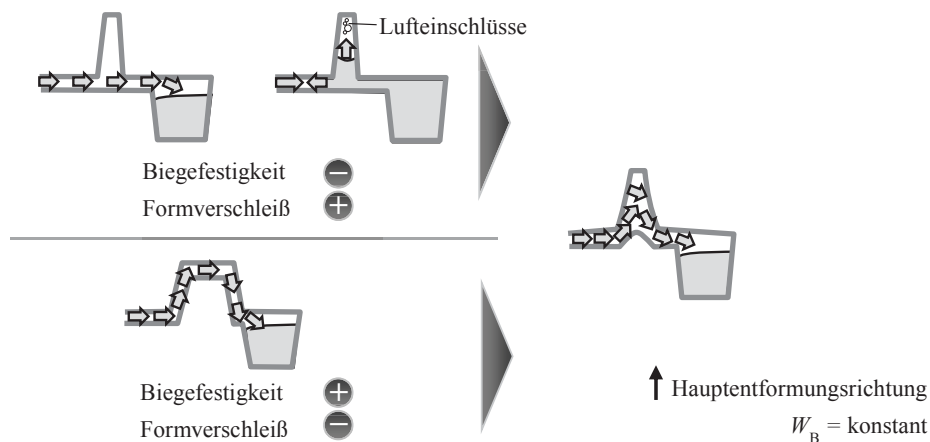


Bild 3-7 Möglichkeiten zur Versteifung einer auf Biegung beanspruchten Struktur mit Rippen und Sicken und damit einhergehende Vor- und Nachteile

Die Versteifung eines Bauteils kann grundsätzlich mit Rippen oder Sicken realisiert werden, die jedoch spezifische Vor- und Nachteile aufweisen: Der Rippenkamm einer Standardrippe wird bei senkrechter Anströmung üblicherweise zunächst unterströmt und erst nach Füllung des Bauteils gefüllt. Da die Hauptentformungsrichtung üblicherweise parallel zum Kamm liegt, ist eine Entlüftung über die Werkzeugtrennung oder Überlaufkavitäten nicht möglich. Als Folge bilden sich dort Luftpockets mit entsprechenden Nachteilen für die Biegefestigkeit. Im Gegenzug bewirkt diese Rippe jedoch auch keine wesentliche Interaktion der Schmelze mit dem Formeinsatz, was einen niedrigen Verschleiß erwarten lässt. Als

alternative Möglichkeit zur Versteifung kommt auch eine sickenähnliche Struktur in Frage, die zwar im Idealfall ohne Rückwärtsfüllungen gefüllt werden kann, jedoch durch eine vierfache Umlenkung der Schmelze ein hohes Potenzial für Formverschleiß bietet. Das Ziel der hier durchgeführten Untersuchungen soll daher eine Geometrie sein, die durch Gegenformungen eine Ablenkung der Schmelze in den Kamm während der Füllung bewirkt.

Um nach dieser Vorüberlegung verschiedene rippenähnliche Geometrien charakterisieren zu können, werden mehrere Basisentwürfe innerhalb des Entwurfsraums erstellt. Sie sind in Bild 3-8 visualisiert und basieren auf Erkenntnissen aus Abschnitt 2.2.5 sowie den Überlegungen, die in Bild 3-7 dargestellt sind. Als Mindestradien werden auf den Druckseiten der Profile $r_{\min} = t_W = 3 \text{ mm}$ angesetzt. Bei R3 und R4 betragen die Radien der Gegenformung mindestens 2 mm. Mit Hilfe dieser Geometrien werden auch Restriktionen für die nachfolgende Optimierung abgeleitet. Um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten, werden die Entwürfe so gewählt, dass alle ein Biegemoment M_B um die Horizontalachse von ca. 1.000 mm^3 aufweisen. Zudem werden die Flächen und die maximal einschreibbaren Kreise der Geometrien miteinander verglichen. Letztere dienen als Hilfsmittel, um auf die *Heuversfaktoren* zu schließen. Als Referenz für die prozentualen Angaben in Bild 3-8 dient die Standardrippe R1, welche ein Biegemoment M_B von 1.029 mm^3 aufweist, eine Grundfläche A von 195 mm^2 und einen *Heuversfaktor* von $h_H = 1,86$.

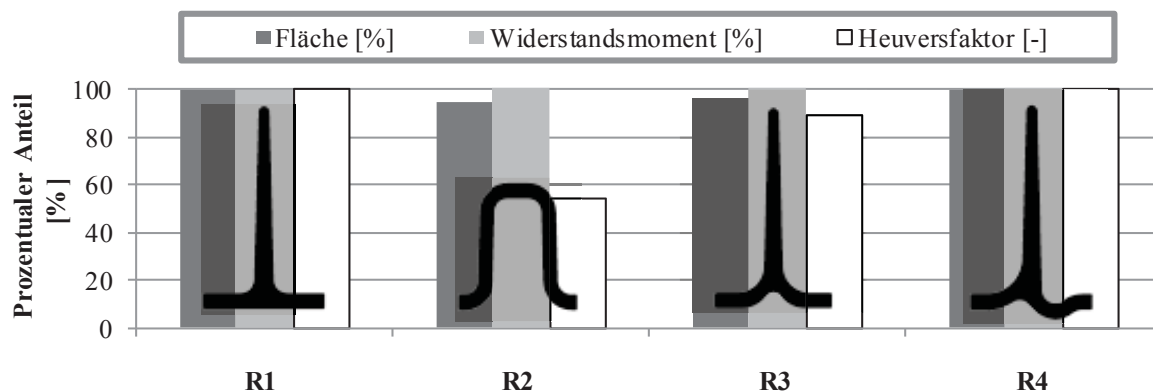


Bild 3-8 Geometrische Charakterisierung rippenähnlicher Strukturen von links nach rechts: Standardrippe R1, Sickenprofil R2, Rippe mit symmetrischer Gegenformung R3, Rippe mit asymmetrischer Gegenformung R4

Beim Sickenprofil R2 fällt auf, dass dieses durch die konstante Wanddicke einen *Heuversfaktor* (s. Abschnitt 2.2.3) von $h_H = 1$ aufweist und die geringste Fläche besitzt. Die beiden gegengeformten Rippen R3 und R4 weisen durch die geringeren Materialanhäufungen eine niedrigere bzw. gleiche Neigung zu schwindungsbedingten Porositäten ggü. R1 auf.

In Bezug auf asymmetrische Geometrien, wie R4, sei zu bemerken, dass hierbei die Anströmrichtung von wesentlichem Einfluss sein kann. Vereinfacht man die möglichen Anströmrichtungen jedoch auf die zwei senkrecht zur Bildebene sowie von links und von rechts, so ist nur eine Anströmung von rechts ggfs. kontraproduktiv und zu vermeiden.

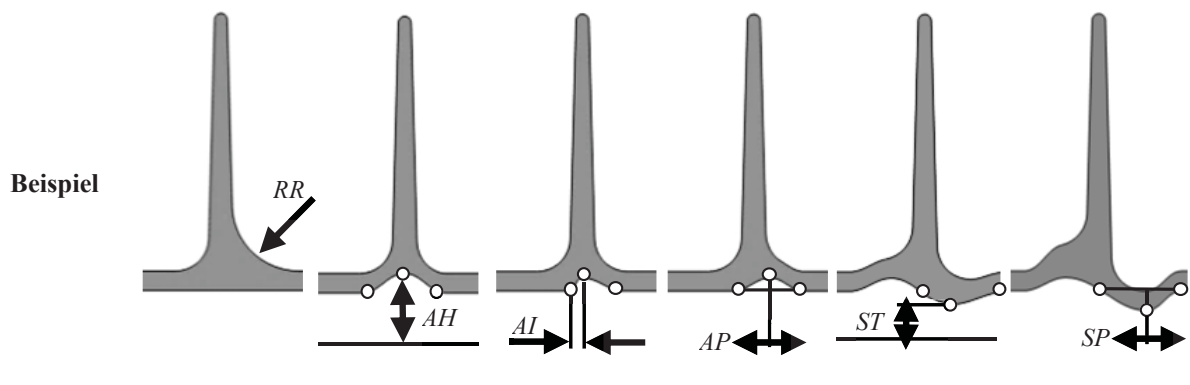
3.1.3.2 Definition der Entwurfsvariablen

Mit dem für die Optimierung genutzten Entwurfsmodell können die vorgestellten Basisentwürfe mit Ausnahme des Sickenprofils R2 dargestellt bzw. angenähert werden. Sollte sich bei der nachfolgenden Optimierung ergeben, dass sich die Optimalentwürfe an den Entwurfsraumgrenzen ausbilden bzw. Ähnlichkeiten zu den dargestellten Basisentwürfen ergeben, können die Geometriemodelle bedarfsgemäß angepasst werden. Die Breite, Höhe und der Entformungswinkel werden konstant gehalten, um den Einfluss der geometrischen Steifigkeit zu vermeiden. Durch diese Einschränkung des Biege widerstandsmoments kann der Einfluss geometrischer Anpassungen in der Rippenwurzel besser analysiert werden und eine Erhöhung der Beanspruchbarkeit nur durch eine Defektreduktion bewirkt werden.

Die in Tabelle 3-3 dargestellten sechs Entwurfsvariablen können in Gruppen eingeteilt werden. Der Radius am Übergang von Rippenfuß zu -kamm auf der rechten Auslassseite wird mit RR beschrieben. Die Höhe der Anhebung ggü. dem Rippenursprung wird mit AH beeinflusst und deren Position mit dem Parameter AP . Die Intensität der Krümmung der Gegenformung wird mit AI definiert. Analog kann eine Senke unterhalb des Rippenursprungs mit den Parametern ST und SP erreicht werden. Dieser Parametersatz ist nur in Kombination mit einer Anhebung zielführend, da es sonst zu starken Materialanhäufungen kommen kann. Letzteres wird ebenfalls durch geometrische Restriktionen unterbunden (s. Abschnitt 5.2).

Tabelle 3-3 Entwurfsvariablen der Rippe

Entwurfsvariable	Radius rechts (RR) [mm]	Anhebungshöhe (AH) [mm]	Anhebungsintensität (AI) [-]	Anhebungsposition (AP) [-]	Senkentiefe (ST) [mm]	Senkenposition (SP) [-]
minimal	1	5	0,3	0,2	2	0,3
maximal	10	9	0,9	0,5	5	0,7
Startwert	5	7	0,7	0,4	3	0,5



3.2 Strömungsmodellbildung zur Abbildung der Fertigungseinflüsse

Zur Modellbildung der Einströmung wird diese zunächst in Abschnitt 3.2.1 charakterisiert. Darauf aufbauend werden die beiden in dieser Arbeit verwendeten strömungsmechanischen Modelle entwickelt, wozu das FVM-Simulationsprogramm *STAR-CCM+* (Version 8.06.007, *CD-adapco*) genutzt wird. Bei den Modellen handelt es sich um ein stationär einphasiges (3.2.2) und ein transient mehrphasig durchströmtes Modell (3.2.4). Ersteres ist einphasig mit nur einer Schmelzephase und lässt damit eine genaue Auflösung des Strömungsraums und exaktere Aussagen über Verschleißkenngrößen in Wandnähe zu. Letzteres beinhaltet aufgrund von rechenzeittechnischen Einschränkungen zusätzliche Vereinfachungen, bildet aber das Verhalten der Schmelzefront und eingeschlossener Luftblasen ab. Das einphasig durchströmte Modell wird zur Modellierung der Durchströmung der Umlenkung genutzt, da davon ausgegangen wird, dass keine Luft in der Umlenkung verbleibt und transiente Effekte einen nachgeschalteten Effekt spielen. Die Rippe wird zunächst mit einer Phase mit stationären Randbedingungen analysiert, um daraus dann das mehrphasige Modell zur Simulation von Lufteinschlüssen abzuleiten. In den Abschnitten 3.2.3 und 3.2.5 werden auf Basis des ein- bzw. mehrphasigen Modells Zielfunktionen für die nachfolgende Optimierung entwickelt. Die Simulationen wurden gemeinsam mit *Schmidt* [Sch14b] aufgebaut, wobei der Schwerpunkt der genannten Arbeit das einphasige Modell ist.

3.2.1 Allgemeine Charakterisierung der Strömung

Eine der wesentlichen Größen zur Charakterisierung der Strömung ist die *Reynoldszahl*, die auf Basis der in Tabelle 3-4 dargestellten Materialkennwerte gebildet wird. Da bei den vorliegenden Simulationen von Temperaturen im Bereich bzw. über der Liquidustemperatur und einem quasi-isothermen Füllvorgang (vgl. Anhang 11, [Tho13b]) und somit *newtonschem* Verhalten [Scha08] ausgegangen wird, werden die Schmelzedichte ρ und die dynamische Viskosität μ_D während der Berechnung als konstant angenommen.

Tabelle 3-4 Für die Simulation gewählte Materialkennwerte der Schmelzen und Luft bei Umgebungsdruck

	AlSi7Mg	MgAl6Mn (AM60)	Luft ($T = 600\text{ °C}$)
Liquidustemperatur T_l [°C]	614 ^a	615 ^d	
Dichte ρ [g/cm³]	2,5 ^b	1,6 ^b	0,0004 ^f
dynamische Viskosität μ_D [mPa·s]	1,5 ^b	1,5 ^b	0,04 ^f
Oberflächenspannung σ_s [N/m]	0,9 ^b	0,6 ^b	
Sättigungsdampfdruck p_D [Pa]	$4 \cdot 10^{-8}$ ^e	200 ^e	
Schallgeschwindigkeit c [m/s]	4.500 ^c	4.000 ^c	581 ^f

^a[Bar08], ^b[Gal04], ^c[Iid88], ^d[Kam00], ^e[Lid03], ^f[VDI06]

In Bild 3-9 ist der Verlauf der *Reynoldszahl* in Abhängigkeit der Geschwindigkeit für die betrachteten Legierungen dargestellt. Bereits ab einer $Re \approx 2.300$ wird von einer Transition vom laminaren in den turbulenten Strömungsbereich in Rechteckkanälen ausgegangen [Sig12]. Dies entspricht bei Magnesiumlegierungen weniger als 1 m/s.

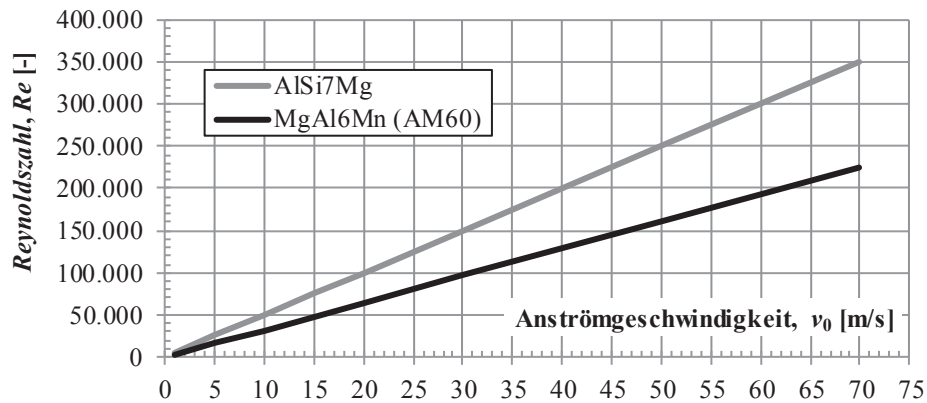


Bild 3-9 Reynoldszahl-Verlauf in Abhängigkeit der Geschwindigkeit für die Legierungen MgAl6Mn (AM60) und AlSi7Mg

Daher werden die Simulationen unter Berücksichtigung von Turbulenzmodellen aufgebaut. Die Modellierung erfolgt mit dem *SST $k-\omega$* Modell (*shear stress transport*) von Menter [Men03], welches zur Gruppe der Zweigleichungsmodelle (s. Abschnitt 2.3.1.3) gehört und für vergleichbare Strömungsphänomene bspw. in [Paa06] in Experimenten validiert wurde. Das Modell ist dabei eine Weiterentwicklung des auch im Gießsimulationsbereich in verschiedenen Abwandlungen verbreiteten *$k-\varepsilon$* Modells [Dua13] [Meh13].

Sofern nicht anders vermerkt, werden alle Simulationen der Umlenkung mit der Aluminiumschmelze AlSi7Mg und die Simulationen der Rippe mit der Magnesiumschmelze MgAl6Mn (AM60) durchgeführt. Grund für die unterschiedlichen verwendeten Materialien ist, dass Aluminium hinsichtlich des Verschleißes als kritischer anzusehen ist (Abschnitt 2.1.3), weshalb für eine Strömungsoptimierung der Umlenkung größeres Potenzial besteht. Im Fall der multidisziplinären Rippenoptimierung wird auf strukturelle Materialdaten zurückgegriffen, die im Vorfeld der Arbeit an einem Versuchsträger aus AM60 ermittelt wurden, hierauf wird in Abschnitt 3.3 näher eingegangen. Allgemein wird davon ausgegangen, dass sich ähnliche strömungsmechanische Optimierungstendenzen zwischen Aluminium und Magnesium ergeben.

3.2.2 Stationäres einphasiges Modell

Bei dem einphasigen Modell wird davon ausgegangen, dass zu Beginn der Simulation der gesamte Strömungsraum mit Schmelze gefüllt ist und eine stationäre (kontinuierliche) Strömungsbewegung vorherrscht. Dies ist näherungsweise der Fall, wenn die Schmelzefront einen bestimmten Bauteilbereich durchströmt hat und wird als Vereinfachung bspw. auch bei der Optimierung von Angüssen [Tho13b] verwendet. Da lediglich von einer Fluidphase und isothermen Randbedingungen ausgegangen wird, wird darüber hinaus das Fluid als inkompressibel angenommen. Auch die Gravitation wird aufgrund des geringen Einflusses vernachlässigt. Zur weiteren Reduktion der Rechenzeit wird zudem die Strömung nur zweidimensional berechnet.

Zur Validierung des Modells werden in [Sch14b] umfassende Untersuchungen durchgeführt, die u. a. das Nah- und Fernfelds und die Ausprägung der turbulenten Kenngrößen umfassen.

3.2.2.1 Rand- und Anfangsbedingungen

Die Randbedingungen dienen dazu den Strömungszustand an den begrenzenden Geometrien des Strömungsfelds zu definieren.

Am Einlass wird eine Geschwindigkeitsrandbedingung mit einem konstantem Wert v_0 definiert, am Auslass eine Druckrandbedingung mit einem konstanten Druck von 1 bar. Falls nicht anders definiert, beträgt die Anströmgeschwindigkeit der betrachteten Bauteilabschnitte $v_0 = 15 \text{ m/s}$, was auf Basis der Gießsimulationen aus Anhang 12 als typischer Wert der Strömungsgeschwindigkeit in einem Gussbauteil angenommen wird. Am dünner ausgeprägten Anschnitt können die Geschwindigkeiten teilweise auch deutlich höher ausfallen, wobei in [Fre07] Werte für Aluminiumschmelzen von 20-60 m/s und 40-90 m/s für Magnesium nennt. Im Rahmen dieser Arbeit werden die Unter- und Obergrenzen im Bauteil von 5 bzw. 70 m/s untersucht [PAG14a]. Zusätzlich werden Werte für die turbulenten Kenngrößen der spezifischen Dissipationsrate und der turbulenten kinetischen Energie am Einlass mit Hilfe von Feldfunktionen vorgegeben. Die Feldfunktion gibt dabei die Werte abhängig von der Wandentfernung wieder. Die Werte stammen von einer zuvor durchgeführten Rechnung, bei der mit Hilfe einer Linienprobe in einer ungestörten und ausgebildeten Kanalströmung die Turbulenzgrößen ausgelesen wurden (vgl. [Sch14b]).

Der Strömungszustand im Strömungsfeld zum Simulationsstart wird durch Anfangsbedingungen beschrieben. Die Geschwindigkeit wird auf 0 m/s festgelegt, der Druck mit 1 bar und die turbulenten Größen mit denselben vorher benannten Feldfunktionen.

3.2.2.2 Diskretisierung

Um wandnahe Effekte, wie Schubspannungen, genau abbilden zu können, wird die viskose Unterschicht durch eine entsprechend feine räumliche Diskretisierung aufgelöst (vgl. 2.3.1.2), was mit Hilfe von Prismenschichten realisiert wird. Die an die Wand angrenzende Zelle wird dabei so dimensioniert, dass ein Wert von $y^+ < 1$ erreicht wird. Für die einphasigen Rechnungen wird diese Zellhöhe mit $7 \cdot 10^{-4} \text{ mm}$ gewählt. Insgesamt werden 11 Prismenschichten mit einer Gesamtdicke von 0,2 mm erstellt, die mit einem hyperbolischen Wachstumsgesetz belegt werden. Die Kanalmitte wird mit Polyedern diskretisiert, die auch bei komplexen Geometrien eine reproduzierbar hohe Gitterqualität aufweisen. Die maximale Zellgröße beträgt 0,5 mm, im Strömungsfeld wird aber lediglich eine maximale Zellausdehnung von ca. 0,4 mm erreicht. Das resultierende Gitter zur Diskretisierung des Strömungsfelds ist in Bild 3-10 dargestellt und weist rund 45.000 Zellen auf. Um die Netzqualität zu quantifizieren stehen verschiedene Bewertungskriterien zur Verfügung, die in Anhang 13 für ein Beispiel visualisiert werden.

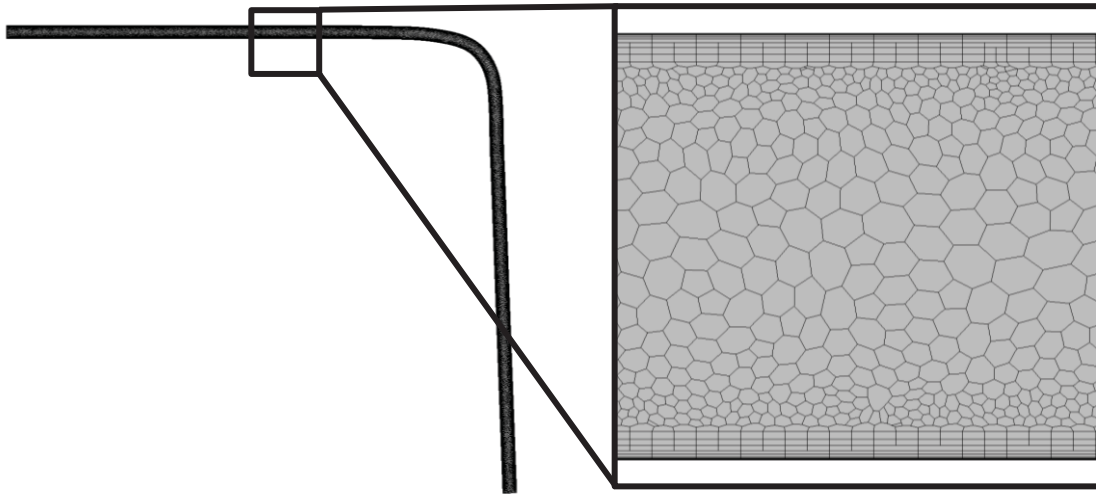


Bild 3-10 Diskretisierung des Strömungsfelds in U1 für stationäre Durchströmungen, nach [Sch14b]

Zur Auflösung des Strömungsfelds und zur Lösung der Erhaltungsgleichung werden Diskretisierungen und Approximationen eingesetzt. Durch diese Näherung unterscheidet sich die exakte Lösung der Erhaltungsgleichungen von deren diskretisierten Approximation, was als Diskretisierungsfehler bezeichnet wird. Da die diskretisierte Erhaltungsgleichung iterativ gelöst wird, kommt es zusätzlich ggü. der analytischen Lösung der Gleichung zu Iterationsfehlern, welche mit Residuen charakterisiert werden können. Diese Werte beschreiben den Abstand der Näherungslösung zur tatsächlichen Lösung. [Fer08]

Als Kriterium der Lösungskonvergenz wird ein Grenzwert von $1 \cdot 10^{-4}$ für die Residuen vorgegeben, der unterschritten werden muss. Zusätzlich werden physikalische Werte innerhalb des Strömungsfelds, abhängig von der aktuellen Iteration, aufgezeichnet, wobei bei Konvergenz ein konstanter Wert vorliegen muss. Letzteres wird durch die Standardabweichung geprüft, die innerhalb von 10 Iterationen maximal einen Wert von $1 \cdot 10^{-4}$ haben darf. Als physikalische Kenngrößen werden die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und der maximale Wanddruck $p_{W,max}$ gewählt, deren Ermittlung im Abschnitt der Zielfunktionen (s. Abschnitt 3.2.3) beschrieben wird.

Um sicherzugehen, dass eine netzunabhängige Lösung vorliegt, wird eine Gitterkonvergenzuntersuchung durchgeführt, bei der die maximale Elementgröße sukzessive verkleinert wird, bis eine Elementanzahl von knapp 300.000 erreicht wird. Als physikalische Kenngröße wird hier der Druckverlustbeiwert ζ zwischen PP1 und PP2 (s. Bild 3-2a) ausgewertet. Wie in Bild 3-11 zu erkennen ist, bleibt ab einer Zellanzahl von 45.000 das Ergebnis konstant, womit davon ausgegangen wird, dass keine wesentlichen Diskretisierungsfehler mehr vorliegen.

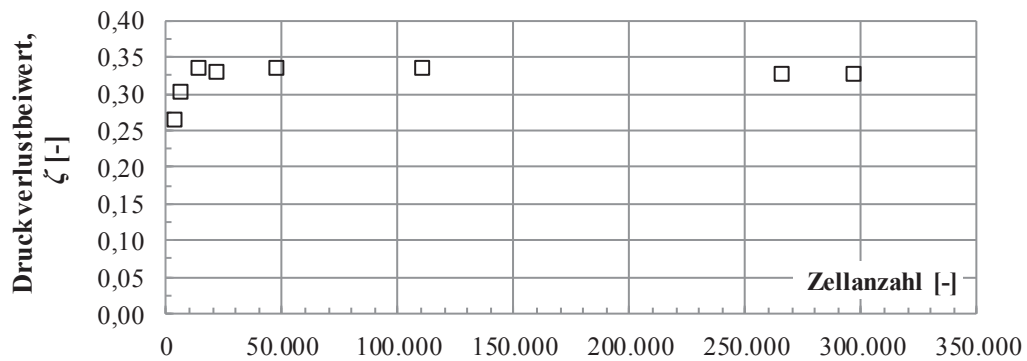


Bild 3-11 Gitterkonvergenzuntersuchung auf Basis von U1 mit der Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15$ m/s, und der Aluminiumschmelze AlSi7Mg, nach [Sch14b]

3.2.3 Entwicklung von Zielfunktionen im stationären Strömungsfeld

Da der Rechenaufwand einphasiger Simulationen geringer als bei einer mehrphasigen Modellierung ist, kann die Randschicht deutlich feiner diskretisiert werden. Auf diese Weise können dort auftretende Effekte, wie Druckspitzen, genau berechnet und entsprechend minimiert werden. Dafür kann jedoch nicht das Verhalten der Fließfront erfasst werden. Aufgrund dieser Beschränkungen fokussieren sich die entwickelten Zielfunktionen auf Verschleißeffekte am Rand des Strömungsfelds sowie Phänomene, die im (quasi)stationären Strömungsfeld auftreten. Gebiete, in denen Ablösungen und Wirbel auftreten, werden vielfach als Ursache für die Entstehung von Defekten wie Oxidhäuten bewertet (s. Abschnitt 2.1.3). Diese werden jedoch nicht mit diesem, sondern nur mit dem mehrphasigen Modell (Abschnitt 3.2.5) erfasst, da davon ausgegangen wird, dass die gleichzeitige Wechselwirkung mit der momentanen Fließfront von wesentlicher Bedeutung ist. Diese Einschränkung bietet auch den Vorteil, dass durch entsprechend definierte Restriktionen keine Entwürfe für ungültig erklärt werden, die sich als vorteilhaft für verschleißspezifische Phänomene erweisen.

Konkret werden im einphasigen Modell wandschichtspezifische Verschleißkenngrößen auf Basis der Geschwindigkeit und des Drucks sowie der Druckverlustbeiwert und Kavitationseffekte zur Nutzung als Zielfunktionen analysiert.

3.2.3.1 Quantifizierung von Effekten in der Grenzschicht

Bei der Analyse der in Abschnitt 2.3.3.1 vorgestellten Verschleißmodelle fällt auf, dass die lokale Strömungsgeschwindigkeit, die damit assoziierte Wandschubspannung und der lokale Druck die wesentlichen Variablen darstellen und materialspezifische Unterschiede durch Konstanten berücksichtigt werden. Daher bieten sich diese physikalischen Strömungseigenschaften zur Nutzung für Zielfunktionen der Optimierung an. Zur Reduktion der physikalischen Feldgrößen auf einzelne skalare Ergebnisse können bei einer einphasigen Rechnung u. a. örtlichen Durchschnitte, Summen oder Extremalwerte ermittelt werden.

Es wird davon ausgegangen, dass sich Schädigungen des Formeinsatzes an der Stelle der höchsten Belastung lokalisieren und nach Erreichen einer kritischen Schusszahl exponentiell fortsetzen, wie es in [Hei14a] aufgezeigt wird. Dementsprechend müsste sich eine Reduktion der Spitzenlasten am Stärksten auswirken. Konkret werden der maximale Wanddruck $p_{W,max}$, die maximale Geschwindigkeit $v_{W,max}$ und die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ in den wandnächsten Zellen ermittelt. In Bild 3-12 sind die Druck- und Geschwindigkeitsfelder von Umlenkung U2 dargestellt, aus denen diese Werte ermittelt werden.

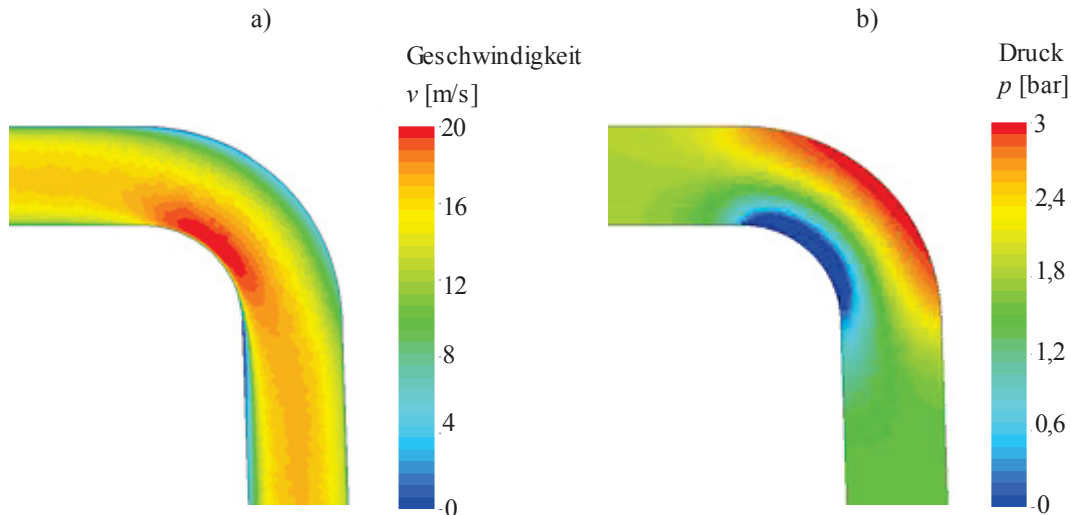


Bild 3-12 Ausprägung des a) Druck- und b) Geschwindigkeitsfelds bei U2 bei einer Durchströmung mit der Schmelze AlSi7Mg bei $v_0 = 15$ m/s

Die Zielfunktionen bei den Basisentwürfen für $v_0 = 15$ m/s weisen die in Tabelle 3-5 hinterlegten Werte auf. Die größere Ausprägung der Zielfunktionen mit der Aluminiumschmelze ist auf den höheren Impuls aufgrund der größeren Dichte zurückzuführen.

Tabelle 3-5 Ausprägung der Zielfunktionen der Basisentwürfe der Rippen und Umlenkungen bei einer Anströmgeschwindigkeit von $v_0 = 15$ m/s in Abhängigkeit des Schmelzematerials

Schmelze	Entwurf	ζ [-]	$p_{W,max}$ [bar]	$v_{W,max}$ [m/s]	$\tau_{W,max}$ [kPa]
AlSi7Mg	U1	0,33	2,23	1,08	1,55
	U2	0,28	2,95	2,39	3,42
	R4	0,66	3,79	4,32	6,22
MgAl6Mn (AM60)	R1	0,3	2,21	1,03	1,52
	R2	0,58	2,84	2,39	3,53
	R3	0,64	2,89	3,21	4,74
	R4	0,76	2,98	3,28	4,83

Zur besseren Vergleichbarkeit der Zielfunktionen der unterschiedlichen Schmelzematerialien sind diese für die Basisentwürfe in Bild 3-13 mit Hilfe der *Reynoldszahl* Re aufgetragen. Es zeigt sich, unabhängig von der Zielfunktion und dem Werkstoff, ein deutlicher Anstieg mit größer werdender *Reynoldszahl* Re . Im Fall der Rippengeometrien ist festzuhalten, dass R1 sich aufgrund der geringen Strömungsstörung, am Günstigsten verhält. R2 hat einen niedrigeren maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ als R3 und R4, was auf die größeren lokalen Radien zurückgeführt werden kann. Aus dem gleichen Grund ist U1 besser als U2. Für die Geschwindigkeit von $v_0 = 15$ m/s sind in Anhang 14 exemplarisch die Bilder der Strömungsfelder von R4 hinterlegt.

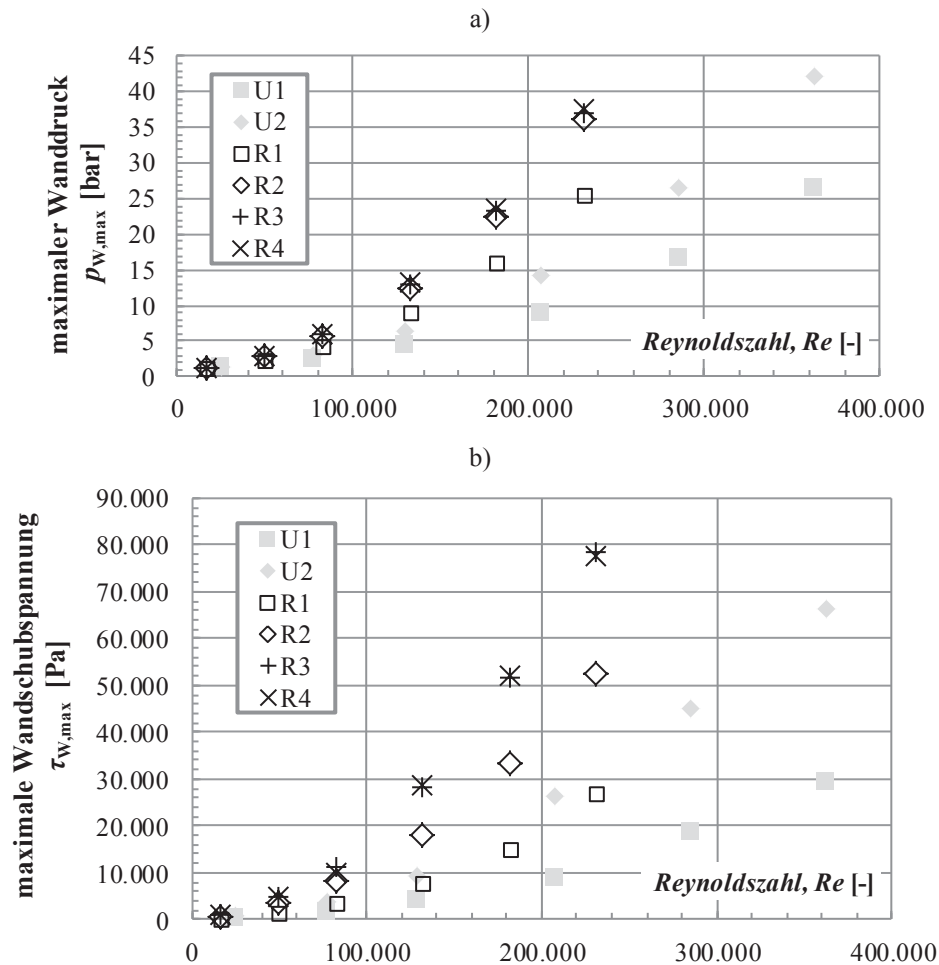


Bild 3-13 a) Maximaler Wanddruck $p_{W,max}$ und b) maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ in Abhängigkeit der Reynoldszahl Re für R1-R4 (AM60) sowie U1 und U2 (AlSi7Mg)

3.2.3.2 Druckverlustbeiwert

Der Druckverlust Δp zur Ermittlung des Druckverlustbeiwerts ζ (vgl. Formel (2-3)) wird bei den Umlenkungen zwischen den Punktproben (PP) PP1 und PP2 und bei den Rippen zwischen PP1 und PP3 ermittelt (vgl. Bild 3-2, Bild 3-6). In Bild 3-14 sind für die Basisentwürfe der Umlenkungen und Rippen die Druckverluste Δp und Druckverlustbeiwerte ζ in Abhängigkeit steigender Reynoldszahl Re abgebildet. Durch den sinkenden Einfluss der Geschwindigkeit stellt sich erwartungsgemäß oberhalb einer Re von 100.000 ein asymptotisches Verhalten des Druckverlustbeiwerts für alle Geometrien ein [Wos00]. Bei den Rippen weist R1 die geringsten Verluste auf, was sich auf die minimale Strömungsstörung zurückführen lässt. R2 hat trotz der vierfachen Strömungsumlenkung einen geringeren Druckverlustbeiwert als die gegengeformten Rippenversionen, was ggfs. mit den größeren lokalen Radien zusammenhängt.

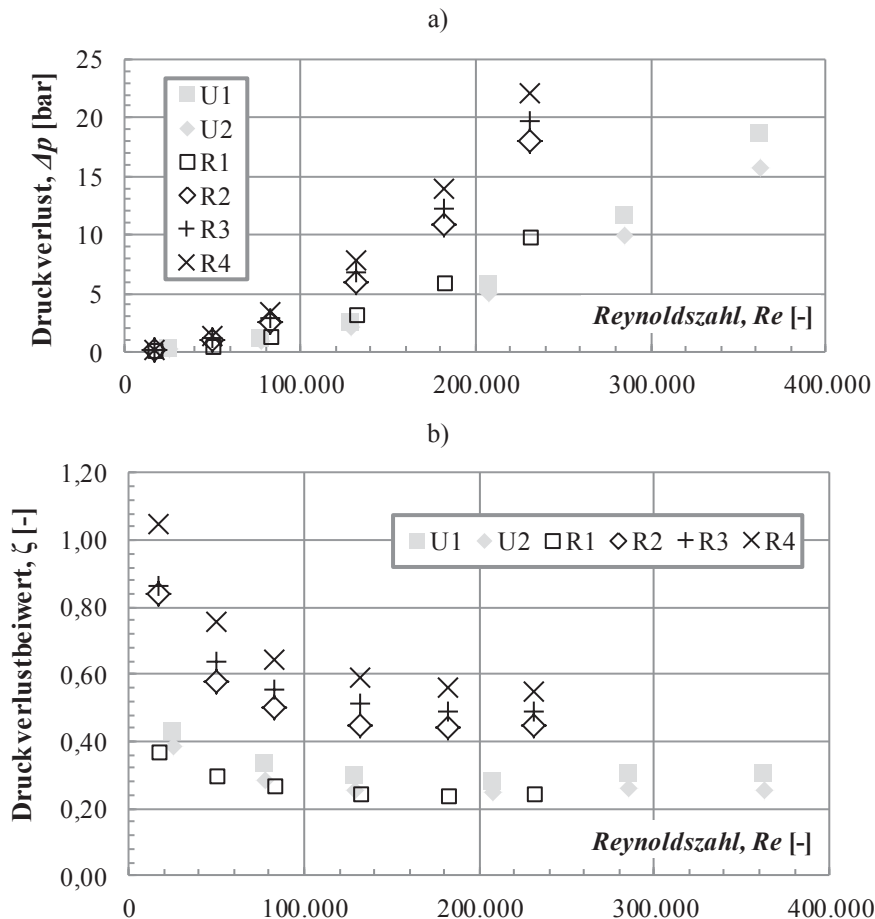


Bild 3-14 a) Druckverlust Δp und b) Druckverlustbeiwert ζ in Abhängigkeit der *Reynoldszahl* Re für die Basisentwürfe der Umlenkungen und Rippen

3.2.3.3 Abschätzung von Kavitationsschädigungen

Als Maß für die Auftretenswahrscheinlichkeit von Kavitationsblasen wird die Kavitationszahl Ka (s. Abschnitt 2.3.3.1) herangezogen und mit Hilfe von benutzerdefinierten Feldfunktionen im Modell hinterlegt. Als kritische Ka wird $Ka_{\text{krit}} = 0$ definiert und ein konstanter Dampfdruck p_D entsprechend den Werten aus Tabelle 3-4 angesetzt. In Bild 3-15a sind für den Basisentwurf der Umlenkung auf Basis von U2 die Zellen visualisiert, bei denen die lokale $Ka < Ka_{\text{krit}}$ sind. Wie aus Bild 3-15b zu erschließen ist, lokalisieren sich die kritischen Bereiche erwartungsgemäß im Sogbereich der Umlenkung, wo nur geringe Drücke auftreten.

An dieser Stelle sei zu bemerken, dass bei Magnesiumschmelzen, durch den deutlich höheren Sättigungsdampfdruck, auf Basis der Bewertungsgrundlage der Ka , auch mehr Kavitationsblasen auftreten müssten. Die exemplarische Ausbildung an R4 ist in Anhang 14 c hinterlegt.

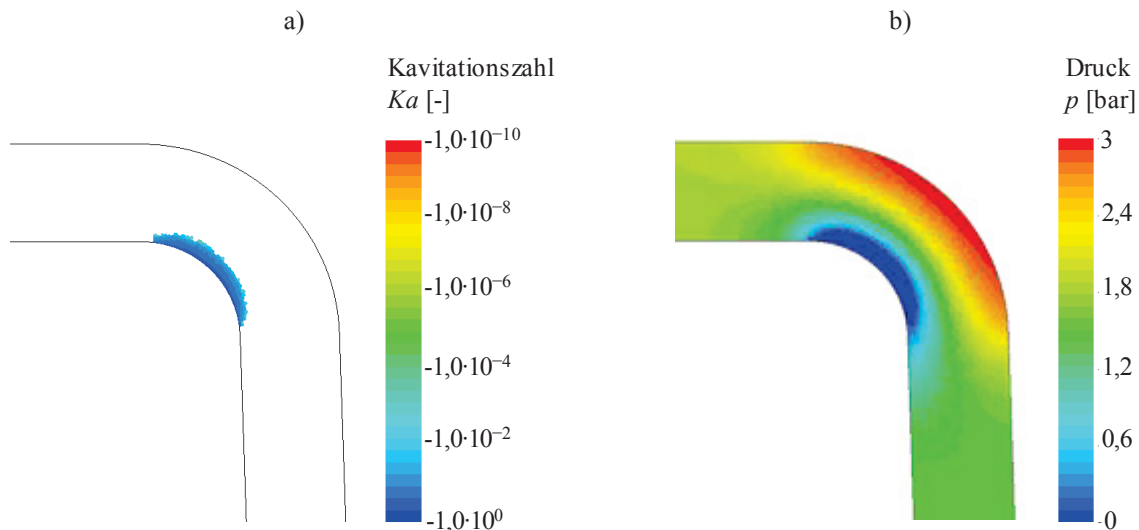


Bild 3-15 **Örtliche Verteilung a) der Kavitationszahl Ka und b) des Drucks p bei U_2 bei Durchströmung mit der Schmelze AlSi7Mg**

Da die Bewertung von Kavitationsschädigungen mit diesem Modell nur ansatzweise möglich ist und eine Näherung darstellt, wird keine Ziel- oder Restriktionsfunktion für die Optimierung daraus abgeleitet. Auf diese Weise soll verhindert werden, dass möglicherweise vielversprechende Entwürfe für ungültig befunden werden. Die Ausprägung kritischer Bereiche mit $Ka < 0$ wird lediglich im resultierenden Optimalentwurf überprüft.

3.2.4 Transientes Mehrphasenströmungsmodell

Zur Erfassung von Effekten an der Fließfront und um die Lage und Größe von Lufteingüssen zu simulieren wird ein transientes Mehrphasenmodell eingesetzt. Hierbei werden nur die Phasen der Schmelze und der Luft berücksichtigt, etwaige Trennmittelreste oder Schmelzeverunreinigungen werden vernachlässigt (s. Abschnitt 2.3.1.4).

3.2.4.1 Physikalisches Modell

Zur Simulation der beiden Phasen wird der VOF-Ansatz gewählt, wobei kein Phasenübergang ermöglicht wird. Während die Schmelze inkompressibel simuliert wird, können die Luft und damit mögliche Einschlüsse komprimiert werden. Die Simulation wird weiterhin isotherm durchgeführt, mit einer Anfangsdichte der Luft, analog Tabelle 3-4 bei 600 °C. Dieser Wert wird gewählt, da davon ausgegangen wird, dass der kleine Luftanteil, der im Kontakt mit der Schmelze ist, sich sehr schnell auf äquivalente Temperaturen erwärmen würde. Hinsichtlich des Drucks wird die Luft als ideales Gas simuliert, obwohl zum Teil sehr hohe Drücke auftreten können. Um den daraus resultierenden Simulationsfehler zu bestimmen, ist in Bild 3-16 das ideale Verhalten von Luft dem realen Verhalten innerhalb des relevanten Temperatur- und Druckbereichs gegenübergestellt. Die maximale Abweichung von realem zu idealem Gasverhalten der Luft beträgt bei 600 °C und 700 bar Druck ca. 20 %. Dieser Fehler wird für die hier durchgeführten Untersuchungen dahingehend akzeptiert, da das kritische Prozessfenster des hohen Drucks erst am Ende der Berechnung erreicht wird und dabei ein exponentieller Druckanstieg stattfindet (vgl. 3.2.5.1). In der Realität würden sich durch die

Abweichung tendenziell größere Luftblasen ausbilden, auf der anderen Seite wird wiederum auch deren schwindungsbedingte Kompression durch die Bauteilabkühlung vernachlässigt. Damit wird vereinfachend angenommen, dass die sich am Ende der Füllung bildenden Lufteinschlüsse sich in gleicher Form im später belasteten Bauteil wiederfinden.

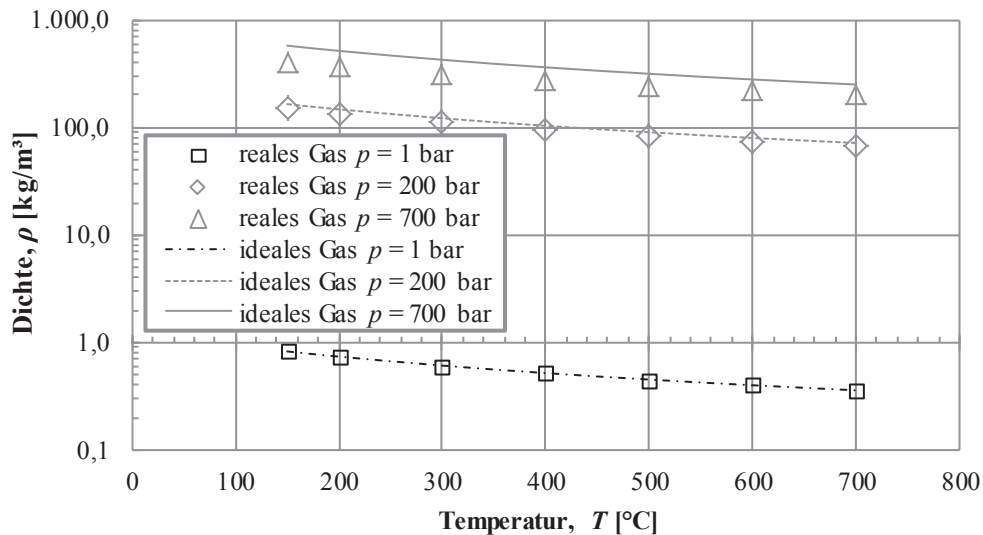


Bild 3-16 Gegenüberstellung ideales und reales Verhalten von Luft, nach [VDI06]

Die Viskosität von Luft ist ebenfalls druck- und temperaturabhängig (Anhang 15), jedoch reduziert sich die Druckabhängigkeit bei höheren Temperaturen. Daher wird davon ausgegangen, dass der in Tabelle 3-4 angegebene konstante Wert ausreichend genau ist.

3.2.4.2 Rand- und Anfangsbedingungen

Zu Beginn der Simulation ist das gesamte Strömungsfeld mit 100 % Luft gefüllt und wird nicht bewegt. Wie bei der einphasigen Berechnung wird ebenfalls zunächst der Umgebungsdruck von 1 bar definiert. Der Anfangswert der turbulenten Intensität wird auf die Standardeinstellung von 0,01 gesetzt und die der turbulenten Viskositätsrate auf 10,0. Die Gravitationsachse zeigt in Richtung $-x_i$, entgegen der Anströmrichtung.

Dynamische Definition der Randbedingungen

Das mehrphasige Modell soll vorwiegend zur Simulation eingeschlossener Gase in Rippen verwendet werden. Daher soll anhand dieses Beispiels erläutert werden, welche Typen von Randbedingungen gewählt werden. In Bild 3-17 sind zwei grundsätzliche zweidimensionale Möglichkeiten mit dem schematischen Strömungsbild am Ende der Simulation abgebildet. Grundsätzlich sollen mit dem Modell die in Abschnitt 3.1.3.1 im Rahmen der Vorüberlegungen prognostizierten Effekte abgebildet werden können.

In der links abgebildeten Konfiguration wird mit dem Druckauslass ein nach der Rippe leeres Werkzeug modelliert, in das die Schmelze ungestört strömen kann. Hierbei hat sich in Voruntersuchungen gezeigt, dass der Rippenkamm auch bei komplexen Gegenformungen sich nicht mit Schmelze füllt. Grund hierfür ist die Ausbildung eines Luftpolsters im

Rippenkamm, welches nicht entweichen kann und unter einem geringfügig höheren Druck als der am Auslass definierte steht. Wird der Druck am Auslass auf 700-1.000 bar gesteigert, wie es am Ende der Füllung der Kavität auch üblicherweise auftreten kann, kommt es zur Divergenz des Modells.

Wird der Auslass, wie rechts gezeigt, als Wand modelliert, kommt es schon während der Füllung sukzessive zum Druckanstieg im gesamten Strömungsraum und damit zur druckbedingten Füllung des Rippenkamms. Allerdings ist kritisch zu bemerken, dass das Füllverhalten stark von der modellierten Auslauflänge abhängt und geometriebedingte Vorfüllungen des Rippenkamms sich mit der druckbedingten Füllung vermischen. Zudem bildet sich vor der Wand am Auslass ein zusätzlicher Lufteinschluss. Wenn eine Geschwindigkeitsrandbedingung vorgegeben wird, kann der Druck in der geschlossenen Kavität, abhängig vom Abbruchkriterium der Simulation, bis ins Unendliche ansteigen. Daher empfiehlt es sich die Simulation bei Erreichen eines kritischen Maximaldrucks zu beenden. Dieser Druck entspricht der maximalen Schließkraft der Maschine (s. Abschnitt 2.1.1).

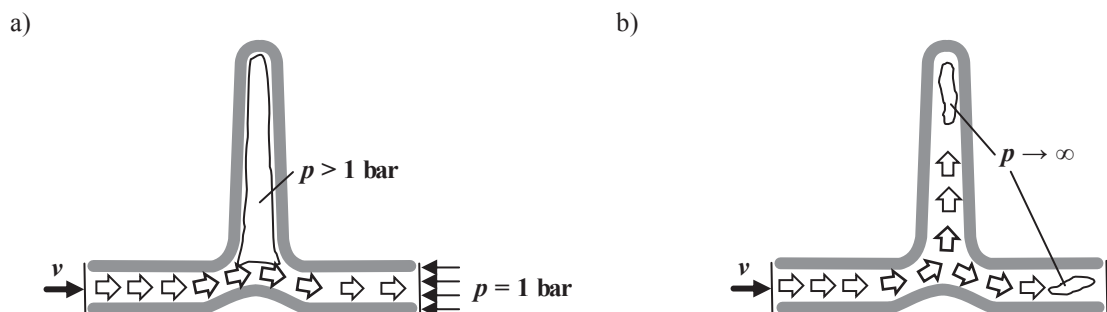


Bild 3-17 Prinzipdarstellung der Ausbildung eines zweidimensionalen Strömungsfelds am Ende der mehrphasigen Simulation a) mit einem Druckauslass, b) Auslass als Wand modelliert

Aus diesen Gründen wird das Strömungsfeld dreidimensional modelliert und eine Mischung aus beiden Randbedingungen gewählt und in zwei Berechnungsphasen aufgeteilt. Die Rippe wird über eine Tiefe von 1 mm extrudiert und parallel zur Bildebene jeweils mit Symmetrierandbedingungen versehen. Auf diese Weise wird eine quasi unendlich lange und seitlich offene Rippe simuliert. Die übrigen Randbedingungen werden in Berechnungsphase A wie in Bild 3-17 a definiert. Im Gegensatz zur zweidimensionalen Darstellung kann jetzt jedoch eine Vorfüllung des Rippenkamms stattfinden, da Materie über die Symmetrieränder aus der Bildebene herausfließen kann. Um den Effekt der Füllung der Kavität abzubilden, wird in Berechnungsphase B, nach Erreichen des quasistationären Zustands, die Auslassrandbedingung von einem Druckauslass auf eine Wand, entsprechend Bild 3-17 b gewechselt. Als Kriterien für einen quasistationären Strömungszustand werden die Standardabweichung des durchschnittlichen Lufteinschlusses $f_{g,med}$ im Rippenkamm und die Standardabweichung des Druckverlustbeiwerts ζ ausgelesen. Innerhalb von 5 bzw. 100 aufeinanderfolgenden Zeitschritten muss dabei ein Wert von $1 \cdot 10^{-4}$ bzw. 0,15 erreicht werden. Als Abbruchkriterium für die zweite Berechnungsphase wird ein Maximaldruck von 750 bar definiert.

Zur Verdeutlichung ist in Bild 3-18 der Verlauf des mittleren und des maximalen Lufteinschlusses ($f_{g,med}$ bzw. $f_{g,max}$) über der Zeit bei der Rippe R4 mit den entsprechenden

Berechnungsphasen dargestellt. Gut zu erkennen ist das quasistationäre Niveau des mittleren Lufteinschlusses, vor der Schließung des Auslasses.

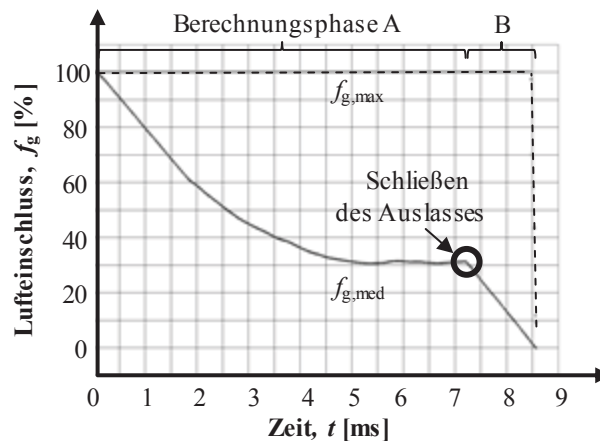


Bild 3-18 Entwicklung des Lufteinschlusses im Rippenkamm über der Zeit für R4

Transiente Einlassbedingungen

Um Berechnungszeit zu sparen, soll nur das 25 mm breite Entwurfsraummodell ohne Ein- und Auslaufkanäle verwendet werden, wie in Bild 3-6 dargestellt. Da durch diese Einschränkung keine ausreichende Kanallänge zur Ausbildung der Strömung vorhanden ist, werden transiente Einlassbedingungen definiert.

Dazu wird zunächst als Ersatzmodell ein ebener 175 mm langer Kanal mit durchschnittlich 0,35 mm großen Hexaederelementen vernetzt. Der Rand ist mit einer 0,1 mm dicken Prismenschicht aufgelöst und entspricht damit $y^+ \approx 45$. Wandnahe Effekte werden mit einer Wandfunktion abgebildet. Der Zeitschritt wird mit $\Delta t = 3 \mu s$ definiert, was $CFL \approx 0,13$ entspricht. Als Strömungsphasen und Anfangsbedingungen werden die zuvor beschriebenen verwendet. Am Einlass wird eine stationäre Geschwindigkeit von 15 m/s, 100 % Schmelzeanteil und die gleichen konstanten Turbulenzwerte wie bei den Anfangsbedingungen der transienten Rechnung definiert. Am Auslass wirkt eine Druckrandbedingung mit 1 bar. In einem Abstand von 75 mm vom Einlass kann von einer ausgebildeten Strömung ausgegangen werden, weshalb hier eine Linienprobe platziert wird. Dort werden die örtlich und zeitlich veränderlichen Geschwindigkeiten, Volumenanteile der Schmelze und Luft sowie die turbulenten Viskositätsraten und die turbulente Intensitäten über der Wanddicke ausgelesen und im Nachgang als Einlassrandbedingung für die Simulation der Rippen genutzt. Exemplarisch ist in Bild 3-19 die Entwicklung des Volumenanteils der Schmelze über der Zeit des ausgebildeten Strömungsprofils dargestellt.

Der resultierende Füllvorgang von R4 ist in Anhang 16c visualisiert.

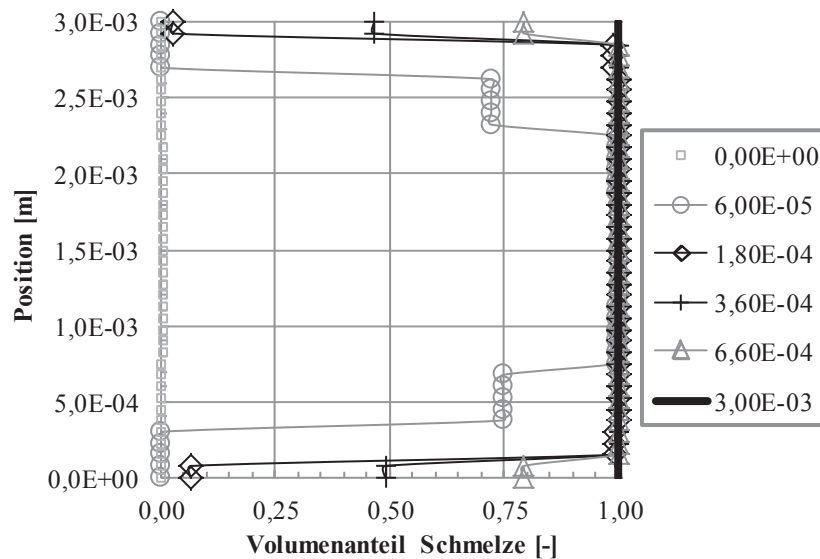


Bild 3-19 Zeitliche und örtliche Entwicklung des Volumenanteils der Schmelze bei einer Anströmgeschwindigkeit von 15 m/s im ebenen Kanal

3.2.4.3 Diskretisierung

Örtlich gesehen wird das Strömungsfeld wie im einphasigen Modell mit Polyedern vernetzt, wobei eine maximale Größe von 0,35 mm vorgegeben wird. Die Randschicht wird mit einer Prismenschicht der Dicke 0,1 mm diskretisiert, was $y^+ \approx 45$ entspricht. Wandnahe Effekte werden daher mit Hilfe einer Wandfunktion abgebildet. Zur Lösung werden in Berechnungsphase A und B maximal 5 bzw. 25 innere Iterationen angewendet.

Um die zeitliche Diskretisierung bei einem gleichbleibenden räumlichen Netz festzulegen, wird die CFL-Zahl sukzessive von 0,3 über 0,2 und 0,1 auf 0,05 abgesenkt. In Tabelle 3-6 sind verschiedene Zielfunktionen, in Abhängigkeit der zeitlichen Diskretisierung, einander gegenübergestellt. Deren genaue Definition ist in Abschnitt 3.2.5 beschrieben.

Tabelle 3-6 Ausprägung der quasistationären strömungsmechanischen Zielfunktionen in Abhängigkeit der CFL-Zahl bei R4

	CFL = 0,3	0,2	0,1	0,05	- (stationär)
Druckverlustbeiwert ζ, [-]	0,72	0,75	0,70	0,70	0,608
maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ [Pa]	7.858	7.860	7.893	7.914	6.220
maximaler stat. Wanddruck $p_{W,max}$ [bar]	3,1	3,5	3,9	4,2	3,79
maximaler Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ [bar]	4,7	5,34	10,1	12,8	-
mittlerer Lufteinschluss, $f_{g,korr,med}$ [%]	0,18	0,17	0,17	0,18	-
maximaler Lufteinschluss, $f_{g,korr,max}$ [%]	13,2	10,0	10,1	8,6	-

Beim Druckverlustbeiwert ζ zeigt sich, wie auch bei der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ eine Unabhängigkeit der Werte von der zeitlichen Diskretisierung. Zu bemerken ist, dass der angegebene stationäre Wert für den Druckverlustbeiwert im Vergleich zum Wert aus Tabelle 3-5 zwischen PP1 und PP2, ermittelt wird. Die verbleibenden Abweichungen von den mehrphasigen zu den stationären Werten sind auf die Modellrandbedingungen zurückzuführen. Erstens entspricht der quasistationäre Strömungszustand im mehrphasigen Modell nicht exakt dem stationären Feld, zweitens können durch die gröber aufgelöste

Grenzschicht wandnahe Effekte nicht mehr so exakt aufgelöst werden. Die Zielfunktion der Wandschubspannung ist daher nur eingeschränkt bei den mehrphasigen Rechnungen nutzbar.

Die Werte zur Charakterisierung des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ entsprechen bei einer CFL-Zahl zwischen 0,2 und 0,1 ungefähr dem stationären Ergebnis. Daher werden diese Werte der CFL-Zahl als zielführend erachtet.

Bei den mittleren Lufteinschlüssen $f_{g,korr,med}$ zeigt sich nur eine geringe numerische Abhängigkeit, während dieser Einfluss sich bei den maximalen Lufteinschlüssen $f_{g,korr,max}$ stärker auswirkt. Allerdings ist bei den in Bild 3-20 dargestellten Verteilungen eine qualitative Ähnlichkeit sowohl was die örtliche Verteilung als auch die Ausprägung der Maxima angeht zu erkennen. Daher wird, auch im Hinblick auf eine wirtschaftliche Berechnungszeit, $CFL = 0,2$ als ausreichend angesehen. Um die numerischen Einflüsse dieser Ausprägungen auch auf die Beanspruchbarkeit zu überprüfen, werden mit diesen Ergebnissen Strukturberechnungen durchgeführt, was in Abschnitt 3.3.4.1 erläutert wird.

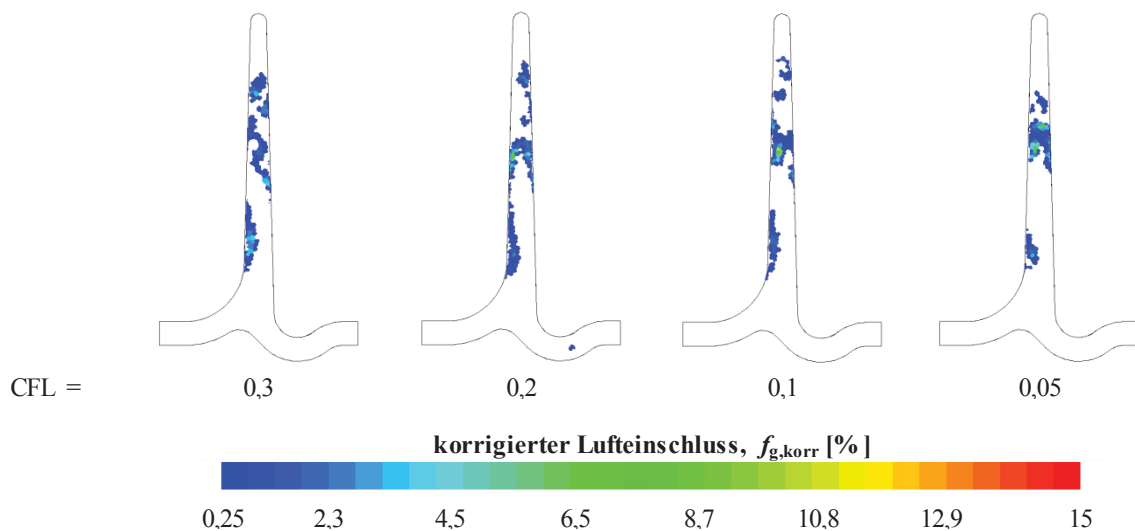


Bild 3-20 Vergleich der Verteilung der korrigierten eingeschlossenen Luft bei einer $f_{g,korr}$ bei zunehmend feinerer zeitlicher Diskretisierung

3.2.5 Entwicklung von Zielfunktionen im transienten, mehrphasigen Strömungsfeld

Eine Zielfunktion für eine Formoptimierung sollte im Idealfall pro Konfiguration der Entwurfsvariablen jeweils nur einen skalaren Wert zurückgeben. Im Gegensatz zur einphasigen Rechnung (vgl. 3.2.3.1) muss dabei nicht nur der örtliche, sondern auch der zeitliche Aspekt berücksichtigt werden. Es stellt sich die Frage, in welcher Kombination Extremal-, Durchschnitts- oder Summenwerte gebildet werden. Je nach Typ der Zielfunktion werden dabei unterschiedliche Vorgehensweisen gewählt. In den nachfolgenden Abschnitten wird sukzessive das Vorgehen der Ableitung von Zielfunktionen für lokal verbleibende Defekte (Lufteinschlüsse), lokale verschleißbezogene Zielfunktionen, wie den maximalen Wanddruck, und Kenngrößen mit globaler Auswirkung beschrieben. Letztere werden im Bereich der Rippenwurzel ausgelöst, verbleiben aber nicht zwangsläufig in diesem Bereich.

Die Werte, die die Zielfunktionen für die jeweiligen Basisentwürfe R1-R4 annehmen sind am Ende des Abschnitts in Tabelle 3-8 zusammengefasst.

3.2.5.1 Lokal verbleibende Defekte (Lufteinschlüsse)

Aus den simulierten Lufteinschlüssen wird die wesentlichste strömungsmechanische Zielfunktion abgeleitet, die mit Hilfe eines *Mappings* an die Strukturberechnung übergeben wird, um lokale Materialschwächungen zu berücksichtigen. In Bild 3-21 ist der sukzessive Füllvorgang des Rippenkamms von R1 dargestellt, wobei ab ca. 7 ms Berechnungsphase B beginnt. Bei diesem Beispiel bildet sich am Ende der Füllung ein Lufteinschluss mit einem vergleichsweise hohen Anteil von $f_{g,korr} \approx 15\%$ am oberen Ende des Rippenkamms, da während der Füllung kaum Luft aus dem Kamm gespült wird.

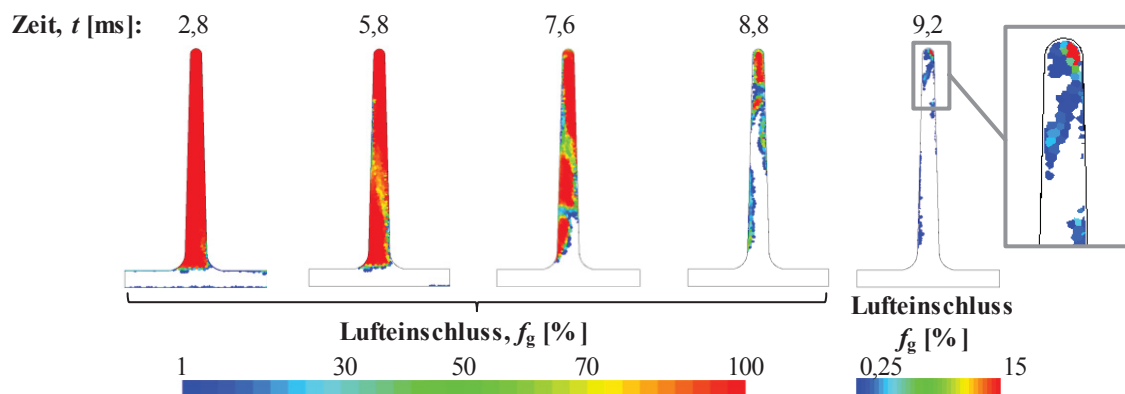


Bild 3-21 Füllungsverlauf von Rippe R1, mit visualisiertem Lufteinschluss f_g

Die Definition des Abbruchkriteriums von Simulationsphase B anhand eines Maximaldrucks erweist sich insofern als schwierig, als das dieser am Ende der Kavitätsfüllung exponentiell ansteigt. Durch die iterative Berechnung ergibt sich die Gefahr, dass es zum Überspringen der gesetzten Maximaldruckgrenze von 750 bar kommt. Dadurch hat die Kompression der Lufteinschlüsse eine numerische Einflussgröße und ist nicht ohne weiteres zwischen unterschiedlichen Simulationen vergleichbar. Daher werden, abgeleitet vom idealen Gasgesetz, aus den simulierten Lufteinschlüssen f_g korrigierte Werte $f_{g,korr}$ errechnet und mit Hilfe des Auslesens des maximalen Drucks p_{max} im Strömungsfeld korrigiert:

$$f_{g,korr} = f_g \frac{p_{max}}{750 \text{ bar}} \quad (3-1)$$

Um daraus skalare Werte abzuleiten, werden der Maximal- und der Mittelwert des korrigierten Lufteinschlusses $f_{g,korr,max}$ bzw. $f_{g,korr,med}$ im Rippenkamm, ab 8 mm oberhalb des Rippenursprungs (vgl. Bild 3-6), ausgelesen. Der Maximalwert wird als wesentlichste Zielfunktion zur Charakterisierung eines versagenskritischen Verhaltens, entsprechend den Ansätzen von *Weiler* et al. (s. Abschnitt 2.4.4), angesehen.

Für eine weitere skalare Ergebnisgröße, die gewichteten Lufteinschlüsse $f_{g,gew}$, werden die Lage und die Größe der Defekte im Rippenkamm berücksichtigt. Dazu wird der in jeder Zelle q berechnete korrigierte Lufteinschluss $f_{g,korr,q}$ mit der jeweiligen normierten Zellgröße und dem quadrierten normierten Abstand zum Ursprung multipliziert. Die normierte Zellgröße

ergibt sich aus dem Quotienten des Zellvolumens $V_{c,q}$ und der im Rippenkamm größten vorliegenden Zelle. Der normierte Abstand ergibt sich aus dem Abstand des Zellschwerpunkts $x_{j,q}$ dividiert durch die Kammhöhe h . Die Quadrierung ist an das Prinzip des *Steinerschen* Anteils bei der Bestimmung des Flächenträgheitsmoments angelehnt. In diesem Fall wird vereinfacht die Horizontalachse im Ursprung anstatt der neutralen Faser als Bezug gewählt. Um für die Optimierung einen skalaren Wert zu bilden, wird das Maximum gewählt.

$$f_{g, \text{gew}, q} = f_{g, \text{kor}, q} \frac{V_{c,q}}{\max(V_c)} \left(\frac{x_{j,q}}{h} \right)^2 \quad (3-2)$$

In Bild 3-22 sind die beiden Zielfunktionen $f_{g, \text{kor}}$ und $f_{g, \text{gew}}$ den normalen Lufteinschlüssen f_g für R4 gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass die Korrektur bei dieser Rippe keinen (großen) Einfluss hat, da der sich am Ende der Simulation einstellende Druck im Rippenkamm der gewählten Grenze von 750 bar entspricht. Bei dem gewichteten Anteil zeigt sich vor allem die Auswirkung der Lage der Lufteinschlüsse. Während diese nahe der Rippenwurzel reduziert werden, wird deren Effekt im Bereich des Rippenkamms verstärkt.

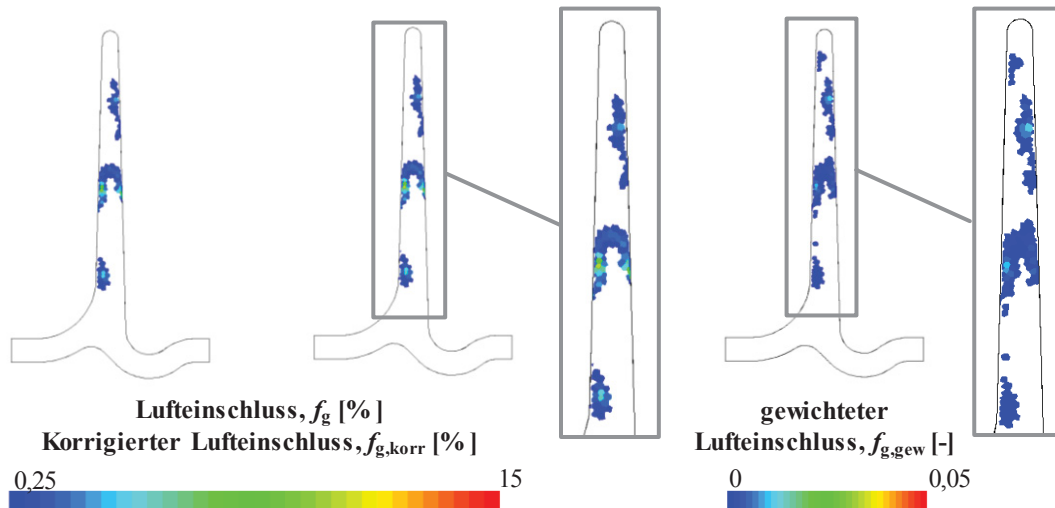


Bild 3-22 Gegenüberstellung der Zielfunktionen für Lufteinschlüsse an R4

Aus Bild 3-21 und Anhang 16 können die Füllvorgänge für R1-R4 sowie die resultierenden Lufteinschlüsse entnommen werden. Wie in Abschnitt 3.1.3.1 angenommen, zeigt sich, dass bei dem Sickenprofil R2 keine Lufteinschlüsse am Ende der Füllung zurückbleiben. Gleichzeitig zeigt dieser Entwurf Potenziale, was das Gewicht und die quasistationären Zielfunktionen angeht (vgl. Bild 3-8, Bild 3-13, Bild 3-14). Dennoch wird dieser Entwurf an dieser Stelle nicht mehr weiterverfolgt, da davon ausgegangen wird, dass durch den intensiven Wandkontakt der Schmelze ein Temperaturverlust auftritt. Dieser wird im Rahmen dieser Untersuchungen nicht simuliert und birgt die Gefahr der Bildung von Kaltfließstellen und einer thermisch bedingten Überbeanspruchung des Formwerkstoffs. Darüber hinaus bewegt sich dieser Entwurf zwar innerhalb der hier gestellten Entwurfsraumbreite von 25 mm, jedoch ist er bei einer weiteren Einschränkung nicht mehr herstellbar. Demgegenüber stehen Rippenentwürfe mit Gegenformungen wie R3 und R4, die mit weniger Bauraum auskommen könnten und auch bessere Ergebnisse als R1 zeigen.

3.2.5.2 Lokale verschleißbezogene Zielfunktionen

Maximaler Wanddruck und maximale Wandschubspannung

Die Zielfunktionen des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ werden wie im einphasigen Fall (s. Abschnitt 3.2.3) ermittelt und entsprechen ungefähr dessen Wert. Abweichungen können entstehen, da der quasistationäre Zustand des Mehrphasenmodells nicht exakt der stationären Durchströmung entspricht und die Randschicht gröber aufgelöst ist. Da sich jedoch durch die transiente Rechnung auch ein zeitlicher Einfluss ergibt, wird für den Wanddruck zusätzlich dessen zeitliches Maximum $p_{W,max,tmax}$ ausgelesen. In Bild 3-23 ist zur Veranschaulichung der zeitliche Verlauf des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und dem daraus abgeleiteten Wert $p_{W,max,tmax}$ dargestellt. Hierbei sind die Lokalitäten von drei Spitzendruckwerten deren Entstehungszeitpunkten zugeordnet. Dies entspricht jeweils dem Auftreffen der Schmelzefront. Wie in Tabelle 3-6 gezeigt, entspricht $p_{W,max}$ in etwa den einphasigen Ergebnissen.

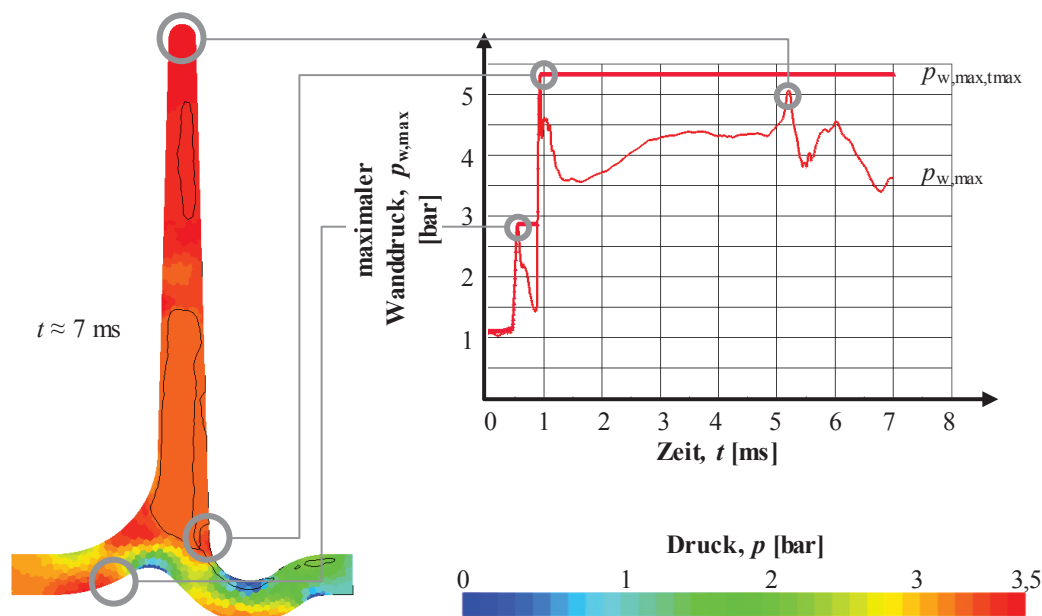


Bild 3-23 Ausbildung des Druckfelds p in der Rippe R4 am Ende von Berechnungsphase 1 (quasistationärer Zustand) und zeitlicher Verlauf der maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$

Prognose des Brandrisspotenzials

In Anlehnung an Heid et al. (s. Abschnitt 2.3.3) wird auf Basis des zeitlichen Verlaufs des Schmelzedurchsatzes in der wandnächsten Zelle das Potenzial von Brandrissen abgeleitet. Im Gegensatz zur Integration des Schmelzedurchsatzes über der Zeit (vgl. Formel (2-20)) wird an dieser Stelle jedoch der Ansatz gewählt den zeitlichen Mittelwert zu nutzen. Dies hat den Vorteil, dass unterschiedliche Geometrien besser miteinander verglichen werden können. Bei einer Akkumulation spielt immer die absolute Berechnungszeit eine wesentliche Rolle, wie groß das letztendliche Ergebnis ist. Unterscheidet sich die physikalische Berechnungszeit bis zum Erreichen eines quasistationären Zustands bspw. aus numerischen Gründen, kann dies nicht zwangsläufig auf die Geometrie zurückgeführt werden. Eine Vergleichbarkeit zu

Geometrien, die schneller einen quasistationären Zustand erreicht haben ist dadurch hinfällig. Auch wird an dieser Stelle auf die Berücksichtigung des Fließwegs, aufgrund der Betrachtung von Grundgeometrien, verzichtet. Konkret werden wie in Formel (3-3) die durchschnittlichen zeitlichen Brandrisspotenziale Br berechnet, sofern die Zelle mit mehr als 50 % Schmelze gefüllt ist. Der individuelle Füllgrad der Zelle q wird mit dem Term $f_{l,q}$ berücksichtigt, t_{\max} bezieht sich auf die zur Mittelung betrachteten Zeitspanne, die mit 5 ms gewählt wird. Damit wird die Funktion für alle betrachteten Rippen nur in der durchströmten Berechnungsphase A berücksichtigt. Um eine dimensionslose Größe zu erhalten, werden die Werte mit dem maximal erreichten Wert des Brandrisspotenzials normiert.

$$Br_q(t) = \frac{1}{t_{\max}} \rho_{l,q} \int_{t=0s}^{t_{\max}} f_{l,q}(t) v_q(t) dt \frac{1}{\max(Br(t))} \quad (3-3)$$

In Bild 3-24 ist für R4 das sich bei 5 ms ausbildende Ergebnis dargestellt. Als skalarer Wert für die Optimierung wird das örtliche Mittel gewählt. Die höchsten Werte bilden sich dort aus, wo die Geschwindigkeit für eine größere Zeitspanne hohe Werte aufweist.

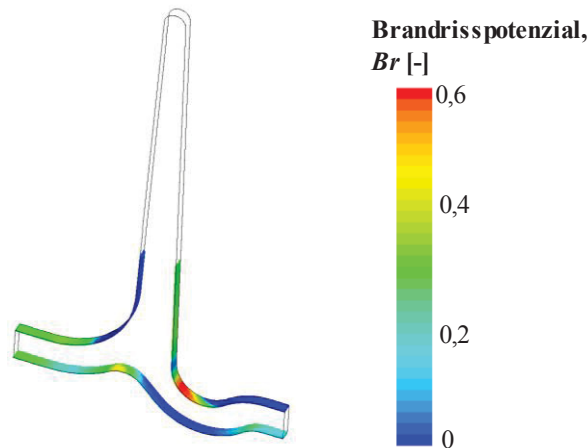


Bild 3-24 Darstellung des zeitlich durchschnittlichen Brandrisspotenzials an Rippe R4 bei 5 ms

3.2.5.3 Zielfunktionen mit globaler Auswirkung

Diese Zielfunktionen entstehen zwar durch die geometrischen Eigenschaften der Rippenwurzel, allerdings betrifft die Auswirkung die Rippe nicht direkt. Bspw. verbleiben eingewirbelte Oxide nicht zwangsläufig dort wo sie entstanden sind, sondern setzen sich im angeschlossenen Bauteil ab. Ähnliches gilt auch für Kavitationsblasen, die u. U. erst nach der Rippe wieder expandieren. In dieser Gruppe der Zielfunktionen wird auch der Druckverlustbeiwert eingegliedert.

Weber- und Kavitationszahl

Zur Charakterisierung der Oberflächenturbulenz an der Fließfront und entsprechenden eingewirbelten Defekten in Form von Oxiden und Luft wird die *Weberzahl* We genutzt. Den Untersuchungen in [Her10] folgend wird die *Froudezahl* nicht weiter betrachtet, da diese im vorliegenden *Reynoldszahlbereich* nur einen geringen Einfluss auf die Gestalt der Fließfront

hat (s. Abschnitt 2.3.3). Ein weiterer Grund ist, dass die einzige Variable der Funktion, die Geschwindigkeit, in einfacher Potenz bereits beim Brandrisspotenzial Br berücksichtigt wird. Dadurch ergibt sich eine lineare Abhängigkeit und es wird kein abweichendes Ergebnis in der Optimierung erwartet. Gleiches gilt für die Kriteriumsfunktion des Wasserhammerdrucks. Die Kavitationszahl Ka wird berücksichtigt, allerdings mit einer angepassten Berechnungsmethodik: Beide Kriteriumsfunktionen werden nach dem Prinzip wie beim Brandrisspotenzial Br berechnet, wobei zunächst ein kritischer Schwellwert überwunden werden muss, der Tabelle 3-7 entnommen werden kann. Darüber hinaus wird die *Weberzahl* We nur an der Fließfront berechnet, für die gilt $0,45 \leq f_{l,q} \leq 0,55$. Die Kavitationszahl Ka wird ab einem Füllgrad von $f_{l,q} = 0,5$ berücksichtigt und wird zur einfacheren Visualisierung betragsweise dargestellt. Da alle erwähnten Kriteriumsfunktionen auf ähnliche Weise berechnet werden, wird zum einfacheren Verständnis eine allgemeine Formel für die Kriteriumsfunktion A vorgestellt. Diese hat einen konstanten Anteil Ξ und einen variablen Anteil ξ .

$$A_q(t) = \frac{1}{t_{\max}} \Xi_q \int_{t=0}^{t_{\max}} f_{l,q}(t) \xi_q(t) dt \frac{1}{\max(A(t))} \quad (3-4)$$

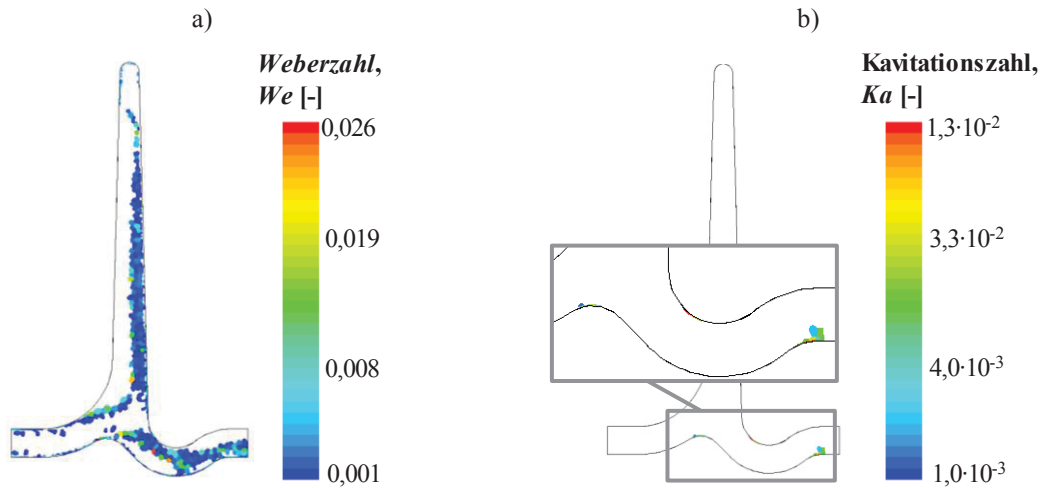
Durch Einsetzen der in Tabelle 3-7 dargestellten Definitionen nach Abschnitt 2.3.3 können die einzelnen Kriteriumsfunktionen berechnet werden. Hierbei ist insbesondere die unterschiedliche Berücksichtigung der Geschwindigkeitskomponenten zu bemerken.

Tabelle 3-7 Definition der Kriteriumsfunktionen und der gewählten Schwellwerte

Kriteriumsfunktion $A_q(t)$ [-]	Schwellwert [-]	konstanter Anteil Ξ_q	variabler Anteil $\xi_q(t)$
Brandrisspotenzial $Br_q(t)$	-	ρ_l	$v(t)$
Weberzahl $We_q(t)$	1,0	$\rho_l t_w / \sigma_s$	$v(t)^2$
Kavitationszahl $Ka_q(t)$	0	$2 / \rho_l$	$ p(t) - p_D v(t)^{-2}$

Als skalare Zielfunktion für die Optimierung wird das örtliche Mittel von Formel (3-4) gebildet.

In Bild 3-25a ist für R4 der Verlauf der Zielfunktion der *Weberzahl* We abgebildet. Hierbei ist gut zu erkennen, dass sich betroffene Zellen lediglich im Bereich der Fließfront befinden und die Werte am höchsten sind, die am längsten Luftkontakt bei einer hohen Geschwindigkeit aufweisen. Bild 3-25b zeigt die Ausprägung der Kavitationszahl Ka bei $t = 5$ ms. Ähnlich wie bei der einphasigen Rechnung (vgl. Anhang 14c) sind Bereiche niedrigen Drucks anfällig für die Bildung von Kavitationsblasen.


 Bild 3-25 a) Weberzahl We bei $t = 3$ ms und b) Kavitationszahl Ka bei $t = 5$ ms der Rippe R4

Strömungswiderstand

Der Strömungswiderstand ζ wird wie beim einphasigen Modell ermittelt. Hierzu werden die Druckproben PP1 und PP2 (vgl. Bild 3-6) am Ende von Berechnungsphase A ausgelesen. Da andere Druckproben als bei den einphasigen Modellen ausgelesen werden ist eine direkte Vergleichbarkeit nicht gegeben.

3.2.5.4 Zusammenfassung

In Tabelle 3-8 sind die Werte der Zielfunktionen an den Basisentwürfen R1-R4 dargestellt. Die Werte der korrigierten mittleren Lufteinschlüsse $f_{g, \text{kor}, \text{med}}$ sind sich mit Ausnahme von R2 ähnlich, Abweichungen ergeben sich allerdings bei den korrigierten maximalen und gewichteten Lufteinschlüssen ($f_{g, \text{kor}, \text{max}}$ bzw. $f_{g, \text{gew}, \text{max}}$). Hierbei zeigt sich das Potenzial des Einsatzes von Gegenformungen, um Lufteinschlüsse durch Vorfüllung des Rippenkamms zu reduzieren. R2 weist eine vollständige Durchströmung auf, weshalb hier keine Lufteinschlüsse auftreten. Wie zuvor ausgeführt wird diese Geometrie jedoch aus bauraumspezifischen und thermischen Gründen nicht weiter betrachtet.

 Tabelle 3-8 Werte der strömungsmechanischen Ziel- und Restriktionsfunktionen für die Basisentwürfe R1 bis R4 bei einer Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15$ m/s

Ziel- bzw. Restriktionsfunktion		R1	R2	R3	R4
lokal verbleibende Defekte	korrigierter mittlerer Lufteinschluss $f_{g, \text{kor}, \text{med}}$ [%]	0,15	0	0,17	0,17
	maximaler korrigierter Lufteinschluss $f_{g, \text{kor}, \text{max}}$ [%]	24	0	11,3	10,0
	maximaler gewichteter Lufteinschluss $f_{g, \text{gew}, \text{max}}$ [-]	0,023	0	0,014	0,013
lokale Formverschleiß- effekte	maximaler quasistationärer Wanddruck $p_{W, \text{max}}$ [bar]	2,30	2,89	3,34	3,50
	maximaler Wanddruck $p_{W, \text{max}, \text{tmax}}$ [bar]	2,33	5,55	9,20	5,34
	maximale quasistationäre Wandschubspannung $\tau_{W, \text{max}}$ [kPa]	7,85	7,75	7,98	7,86
	Brandrisspotenzial Br [-]	0,236	0,29	0,064	0,202
Zielfunktionen mit globaler Auswirkung	Weberzahl We [-]	0,0015	0,0020	0,0012	0,0019
	Kavitationszahl Ka [-]	0	$3,3 \cdot 10^{-6}$	$7,9 \cdot 10^{-5}$	$1,2 \cdot 10^{-4}$
quasistationärer Druckverlustbeiwert, ζ [-]		-0,06	0,52	0,85	0,75

Beim maximalen Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ stellt sich erwartungsgemäß bei R1 der niedrigste Wert ein, da hier die geringste Strömungsstörung vorliegt. Die höheren Werte der übrigen Rippen sind auf die stärkeren Umlenkungen der Schmelze und auf Spritzer zurückzuführen. Qualitativ lassen sich auch die gleichen Trends zwischen den quasistationären und den absolut gesehen höchsten Werten ausmachen. Die maximale quasistationäre Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ weist keine starken Unterschiede auf, was auf die gröbere Diskretisierung der wandnahen Schicht zurückzuführen ist. Daher ist diese Zielfunktion, wie alle Zielfunktionen mit quasi-geometrieunabhängigen Werten wenig aussagekräftig. Das Brandrisspotenzial Br weist bei R1 und R2 die höchsten Werte auf, was darauf zurückzuführen ist, dass bei diesen Geometrien Schmelzepartikel mit hoher Geschwindigkeit lange in Kontakt mit der Formwand stehen. Ein gegenteiliger Effekt tritt bei R3 auf, wo durch eine temporäre Ablösung des Schmelzestroms von der Formwand diese entlastet wird. Da sich dadurch potenziell komplexe strömungsmechanische Zusammenhänge ergeben können, wird diese Zielfunktion im Verlauf der Arbeit kritisch betrachtet.

Hinsichtlich der Zielfunktionen mit globaler Auswirkung hat R2 die höchste *Weberzahl* We , was sich auf den langen Luftkontakt der Schmelze durch die vielen Umlenkungen zurückführen lässt. Bei R1 treten entgegen der Erwartungshaltung ebenfalls erhöhte Werte auf, was auf die *Eulersche* Betrachtungsweise zurückzuführen ist. Da der Rippenkamm während Berechnungsphase A mit Luft gefüllt ist, steigen die durchschnittlichen *Weberzahlen* an der Kontaktfläche stark an. In der Realität würden die betroffenen Materieelemente sich jedoch mit dem Schmelzestrom mitbewegen, und dadurch weniger hohe Werte aufweisen. Daher wird auch diese Zielfunktion bei der Optimierung kritisch überprüft. Kavitationsschädigungen sind bei R3 und R4 am stärksten ausgeprägt, da sich dort die größten Druckgradienten ausbilden.

Beim Druckverlustbeiwert ζ zeigt sich bei R1 ein unphysikalischer Wert, was auf die Diskretisierung und den eingeschränkten Berechnungsraum zurückzuführen ist. Daher können diese Werte zwar als Indikator für die Strömungsstörung durch die Rippe herangezogen werden, für Absolutwerte sollte jedoch eine stationäre Rechnung gewählt werden.

3.3 Strukturberechnungsmodell unter Berücksichtigung materieller Defekte

In diesem Abschnitt wird das zur multidisziplinären Optimierung genutzte strukturelle Modell vorgestellt, welches Ergebnisse der mehrphasigen Strömungsberechnung nutzt, um lokale Schwächungen durch Lufteinschlüsse zu berücksichtigen. Die Vorgehensweise ist in Bild 3-26 grafisch dargestellt. Zunächst werden in Abschnitt 3.3.1 Voruntersuchungen vorgestellt, um das typische Verhalten von Gussbauteilen versuchs-technisch zu analysieren. Darüber hinaus soll ermittelt werden, wie groß der Einfluss lokaler Werkstoffeigenschaften auf die Beanspruchbarkeit eines Bauteils ist und wie dies abgebildet werden kann. Aufbauend auf diesen Untersuchungen wird in Abschnitt 3.3.2 ein Materialverteilungsmodell erarbeitet, das auf der Korrelation von simulierten Luften-schlüssen mit Versuchsdaten basiert. Daraus wird im Anschluss eine Prognosefunktion für die lokale Bruchdehnung abgeleitet. Zur Gießsimulation wird *MagmaSoft* (Version 5.2, *MagmaSoft*) verwendet, zur Ableitung und Anwendung der Prognosefunktion *Matlab* (Version R2009b, *Mathworks*). In Abschnitt 3.3.3 wird die Prognosefunktion durch eine Nachrechnung von Proben- und Bauteilversuchen validiert. Zum *Preprocessing* wird *Ansa* (Version 14.2.0, *Beta CAE Systems*) und zur FEM-Berechnung *LS-Dyna* (Version 971, Release 7.0, *Livermore Software Technology Corporation*) verwendet. Zuletzt wird das erarbeitete Modell in Abschnitt 3.3.4 vor der Optimierung auf verschiedene Basisrippengeometrien angewendet.

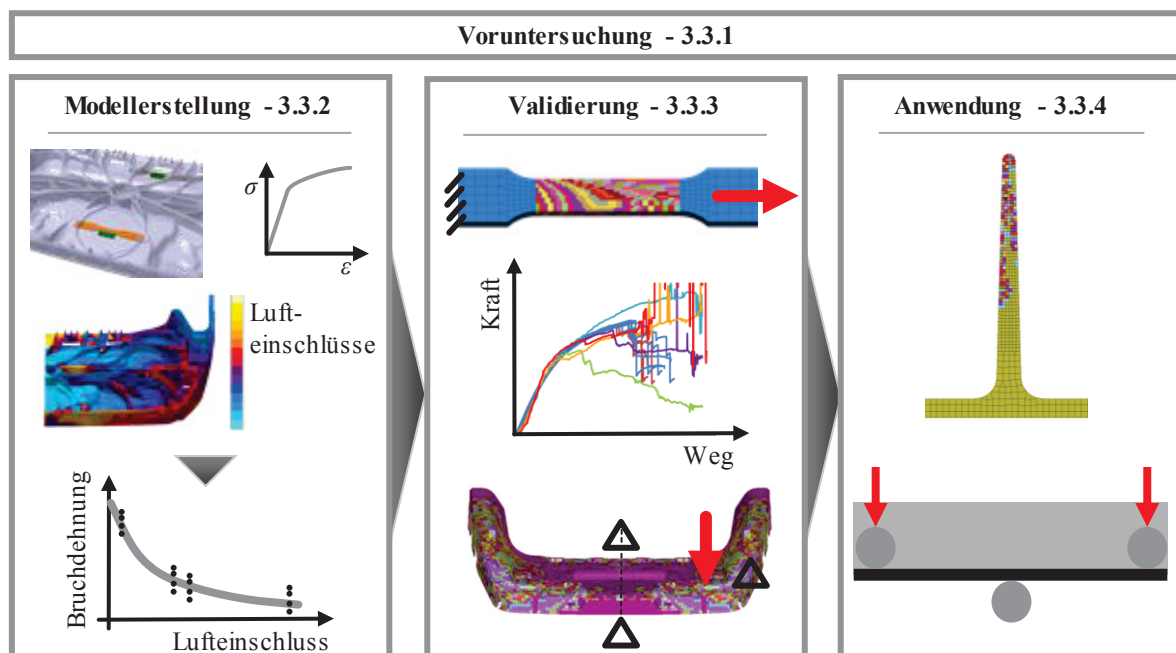


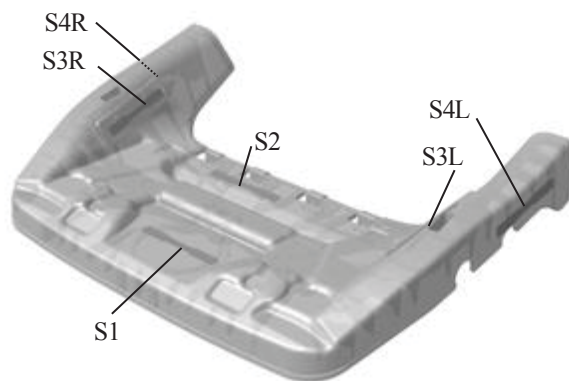
Bild 3-26 Vorgehensweise zur Ableitung eines strukturellen Modells mit lokalen Werkstoffeigenschaften, Bilder aus [Mau11] [Jun14] [Hag14]

Die Erkenntnisse und Modelle, wie und in welchem Umfang lokale Werkstoffeigenschaften bei den Strukturberechnungen dieser Arbeit berücksichtigt werden, wurden sukzessive gemeinsam in [Zin12], [Sch13], [Jun14] und [Hag14] entwickelt. In den folgenden Abschnitten werden die wesentlichsten Ergebnisse vorgestellt.

3.3.1 Voruntersuchungen

3.3.1.1 Versuchstechnische Analyse des Verhaltens von Gusswerkstoffen

Bild 3-27 zeigt den Versuchsträger einer Sitzschale, die im Magnesium-*Thixomolding* Verfahren mit der Legierung AM60 hergestellt wurde. Dieses Bauteil wurde im Vorfeld zur Arbeit [Mau11] hergestellt und dort versuchs- und simulationsseitig untersucht. Die vier Prüflokalitäten S1-S4 wurden so gewählt, dass eine möglichst hohe Bandbreite von Wanddicken und Fließlängen abgedeckt wird.



		Wanddicke, t_w [mm]	Fließlänge, l_F [mm]
S1	Position 1	2,4	80
S2	Position 2	3,3	100
S3R	Position 3 rechts	3,8	230
S3L	Position 3 links		
S4R	Position 4 rechts	3,4	350
S4L	Position 4 links		

Bild 3-27 Versuchsträger Sitzschale, hergestellt im *Thixomolding*-Verfahren mit der Legierung AM60 mit visualisierten Entnahmeorten, nach [Mau11]

In Bild 3-28 sind Bruchdehnungen dargestellt, die mit Uniaxialzugproben aus den Lokalitäten S1-S4 in [Mau11] ermittelt wurden. Die Probengeometrie ist in Anhang 17 hinterlegt, wobei deren Dicke durch eine symmetrische, beidseitige Bearbeitung auf 2 mm reduziert wurde. Auf diese Weise wird zwar die Gushaut abgetragen, jedoch hat dies den Vorteil, dass die Proben aller Lokalitäten die gleiche Dicke haben und vergleichbar sind. In den Chargen 1-8 wurden die Fertigungsprozessparameter systematisch variiert (s. [Mau11]). Die symmetrischen Lokalitäten S3L bzw. S3R sowie S4L und S4R werden hier zu den Lokalitäten S3 bzw. S4 zusammengefasst.

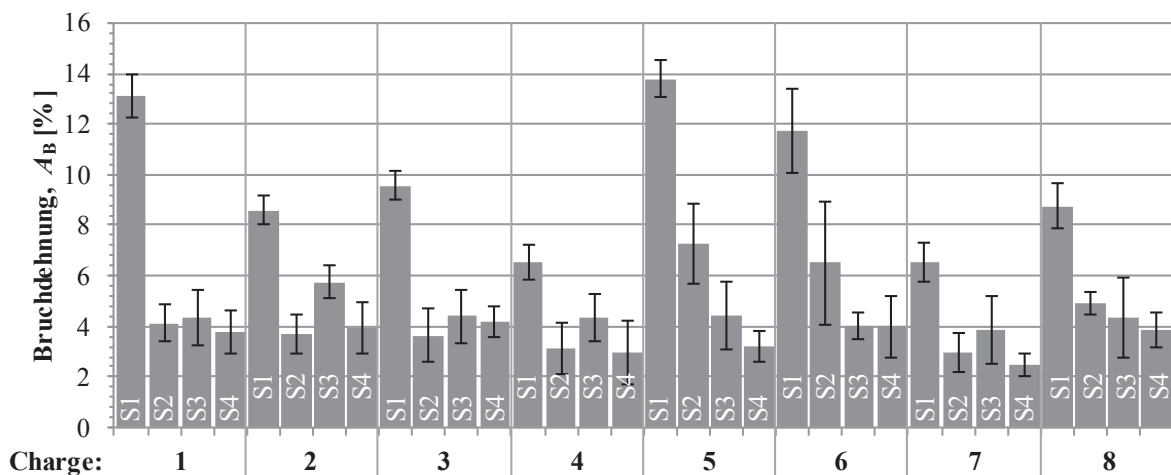


Bild 3-28 Bruchdehnung in Abhängigkeit der Chargen 1-8 und der jeweiligen Lokalitäten S1-4, nach [Jun14], Daten aus [Mau11]

In dieser Darstellung der Bruchdehnungsverteilung zeigt sich der deterministisch-stochastische Charakter, der typisch für Gussbauteile ist (s. Abschnitt 2.1.3). Angussnahe Bauteilbereiche, wie Lokalität S1, weisen in allen Chargen im Mittel deutlich bessere Bruchdehnungswerte A_B als der Rest des Bauteils auf, gleichzeitig zeigt sich an dieser Lokalität ein deterministischer Unterschied bspw. zwischen Charge 1 und Charge 7. Die Zugfestigkeit R_M zeigt ein ähnliches Verhalten, die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ zeigt dagegen nur geringe Streuungen (s. Anhang 18). Der stochastische Anteil der Ergebnisse ist so stark ausgeprägt, dass zwischen den Probenlokalitäten, abgesehen von S1, auch keine direkt erkennbare Systematik deutlich wird. Es wird davon ausgegangen, dass diese nicht aus einfachen geometrischen Randbedingungen abzuleitenden Zusammenhänge sich durch komplexere fertigungsspezifische Effekte und Wechselwirkungen erklären lassen. Im Gegensatz zu [Gil10] werden in dieser Arbeit zur Ermittlung der Zusammenhänge keine deterministischen mehrdimensionalen Prognosefunktionen entwickelt. Stattdessen werden pragmatische, deterministisch-stochastische Ansätze zur Prognose der Bruchdehnung untersucht, die u. a. auf den Arbeiten von Dørum und Gokhale basieren (s. Abschnitt 2.4.4).

Für Aluminium- und Magnesiumbauteile, die in konventionellen Gussverfahren hergestellt werden, zeigen sich vergleichbare Tendenzen ([PAG14a], Bild 2-3, Anhang 2 & 3). Daher wird der vorgestellte Versuchsträger auch als Basis für das in Abschnitt 3.3.2 entwickelte Materialverteilungsmodell herangezogen.

3.3.1.2 Einfluss lokaler Werkstoffeigenschaften auf das Bauteilverhalten

Wie in Tabelle 2-8 aufgeführt, setzt sich die Beanspruchbarkeit eines Bauteils aus einer Vielzahl von Einflussgrößen zusammen. In [Zin12] wurden daher an einem generischen Bauteil Untersuchungen durchgeführt, um den relativen Einfluss des Lastfalls, simulationspezifischer Rahmenbedingungen, Lasteinleitungstoleranzen und Eigenspannungen ggü. den lokalen Werkstoffeigenschaften zu ermitteln. Dafür wurde ein modifiziertes Spannungsgitter verwendet, das mit einer Vierpunktbiegebelastung beansprucht wurde (Bild 3-29a).

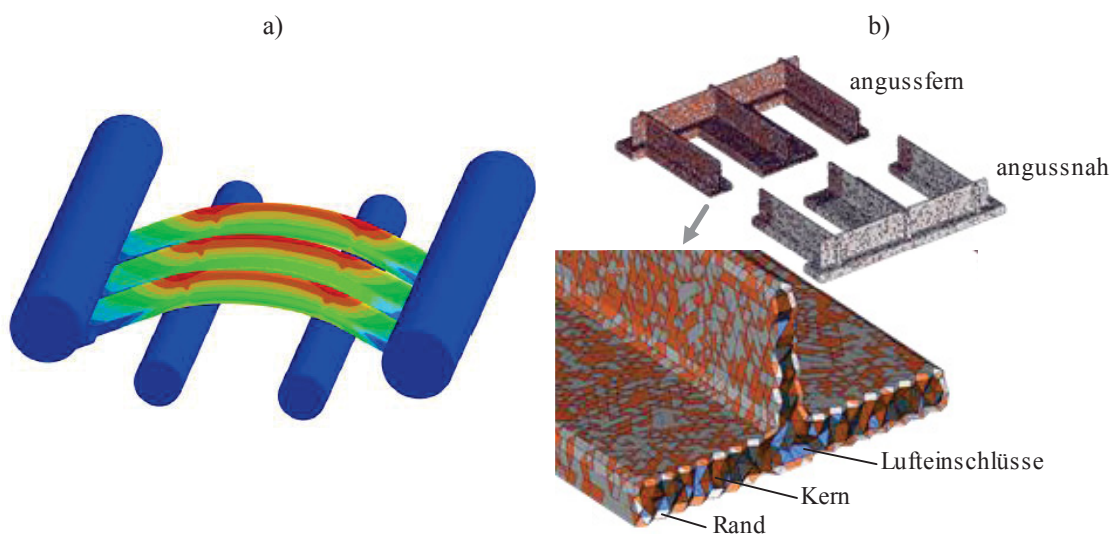


Bild 3-29 a) *Von-Mises* Spannung im generischen Bauteil eines modifizierten Spannungsgitters, b) deterministisch-stochastisches Materialverteilungsmodell, nach [Zin12]

In Bild 3-29b ist das in [Zin12] verwendete Materialverteilungsmodell dargestellt. Vergleichbar zum Modell von Dørum (s. Abschnitt 2.4.4) wurde von einem deterministisch-stochastischen Verhalten der Werkstoffeigenschaften ausgegangen. Hierbei wurden Fließkurven und Bruchdehnungen in Abhängigkeit der Fließlänge und der Wanddicke anteilig unterschiedlichen Bauteilbereichen zugeteilt. Die Abgrenzung der Zonen erfolgte willkürlich, aber entsprechend werkstofftechnischer Erkenntnisse: Beispielsweise wurde im angussnahen Randbereich der höchste Anteil guter Materialeigenschaften definiert (graue Elemente), während der Kern einen hohen Anteil von Elementen mit niedriger Bruchdehnung (braune Elemente) und Luftporenschlüssen (blaue Elemente) aufwies. Um den stochastischen Charakter einzustellen, wurde den jeweiligen Zonen eine normalverteilte Streuung überlagert. Im Rahmen dieser Untersuchungskonfiguration hat sich gezeigt, dass mit den Einflussparametern der Lasteinleitungstoleranz und der lokalen Werkstoffeigenschaften die Beanspruchbarkeit zwischen 15 und 35 % ggü. dem Basislastfall verändert werden kann.

Ausgehend von diesem Ergebnis wurden in der darauf folgenden Arbeit in [Sch13] speziell diese beiden Einflussparameter untersucht. Anhand der in Bild 3-27 dargestellten Sitzschale wurde der Einfluss von Lasteinleitungstoleranzen und der deterministisch-stochastischen Streuung der Bruchdehnung analysiert. Für das angewendete Materialverteilungsmodell wurde das Bauteil in Abhängigkeit des Materialalters in mehrere Sektoren unterteilt (Bild 3-30a) und innerhalb dieser Sektoren eine Streuung der Bruchdehnung angenommen. Es zeigte sich, dass sowohl die Streuung der Materialeigenschaften als auch die der Lasteinleitungsposition einen deutlichen Einfluss auf das Gesamtbauteilverhalten haben. Bei dem Modell erwiesen sich jedoch die Sektorengrenzen als problematisch, da diese diskret gewählt wurden. Als Verbesserungspotenzial wird daher die kontinuierliche Definition der Bruchdehnung im Berechnungsraum identifiziert, in Abhängigkeit von Strömungskenngrößen. Eine mögliche stochastische Komponente ergibt sich dabei aus den Simulationseingangsgrößen.

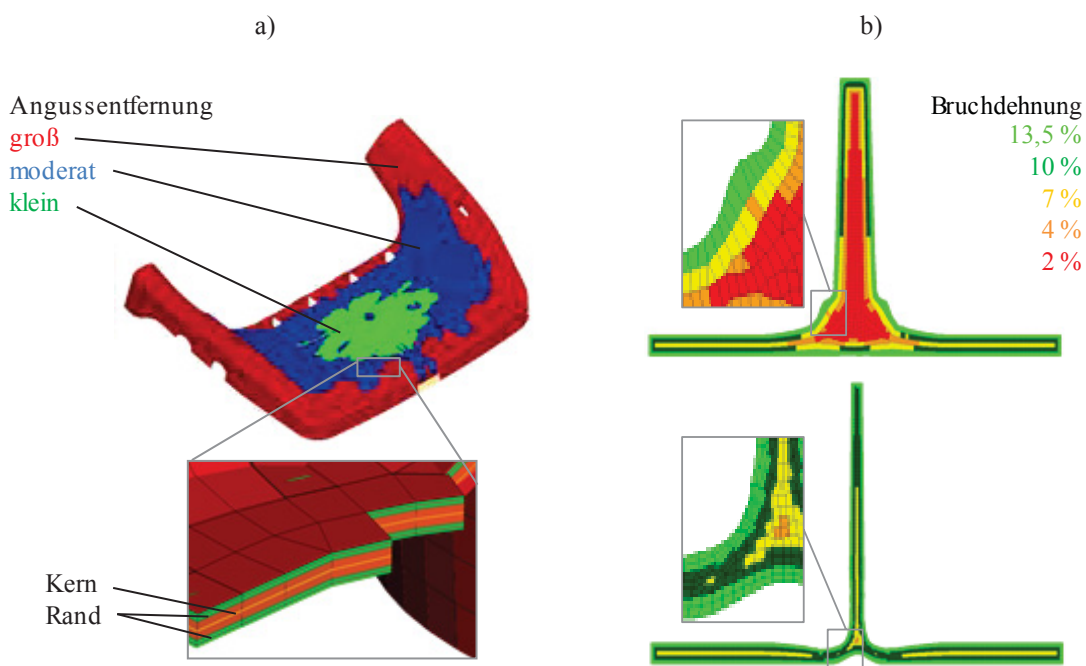


Bild 3-30 a) Diskretes deterministisch-stochastisches Materialverteilungsmodell an der Sitzschale, b) dickenabhängige Verteilung der Bruchdehnung an einer Rippe, nach [Sch13]

Im zweiten Teil der Untersuchungen in [Sch13], die in [Hag14] weitergeführt wurden, wurde eine biegebelastete Rippe untersucht. Ziel war es hierbei herauszufinden, inwiefern sich lokale Werkstoffeigenschaften auf das Ergebnis von Formoptimierungen auswirken. Die angewendete Materialverteilung senkt dabei die Bruchdehnung in Abhängigkeit der Wanddicke unter der Annahme intensiver werdender schwindungsbedingter Defekte zum Rippenkern (Bild 3-30b). Bei dieser rein geometrischen Betrachtung wurden somit keine strömungsbedingten Defekte berücksichtigt. Zu bemerken ist, dass das Modell mangels Versuchsdaten nicht validiert wurde, jedoch genügte es dazu einen Extremfall abzubilden. Als Optimum hinsichtlich der Beanspruchbarkeit stellte sich die Rippe mit dem größtmöglichen Biege widerstandsmoment heraus. Die Tatsache geringer Bruchdehnung im Kern bewirkte ggü. einer ungestörten Geometrie lediglich eine Absenkung des maximalen Biegekraftniveaus. Als Resümee dieser Untersuchungen lässt sich festhalten, dass die geometrische Komponente bei dem untersuchten Lastfall einen größeren Einfluss auf das Optimum hatte als das lokale Werkstoffverhalten. Das Kraftniveau des Optimums ließe sich nur durch eine Reduktion der inneren Defekte weiter steigern, was aber aufgrund der Dickenabhängigkeit schwindungsbedingter Defekte schwierig ist. Im Fall von strömungsbedingten Defekten ergibt sich dagegen ein Optimierungspotenzial, da davon ausgegangen wird, dass deren Ausprägung und Lage durch geometrische Anpassungen der Rippenwurzel verändert werden kann.

3.3.2 Erstellung des Materialverteilungsmodells zur Berücksichtigung lokaler Defekte

Die Voruntersuchungen und die Literaturrecherche im Rahmen des Grundlagenkapitels haben gezeigt, dass das mechanische Verhalten von Gussbauteilen wesentlich von deterministisch-stochastischen Charakteristika (s. Abschnitt 2.1.3) geprägt ist. Diese wiederum hängen u. a. von streuenden Fertigungsrandbedingungen ab. In dieser Arbeit wird der in Bild 3-31 dargestellte Ansatz für ein Materialverteilungsmodell gewählt, welcher auf Basis von simulierten Lufteinschlüssen die lokale Bruchdehnung prognostiziert.

Die Prognose der Bruchdehnung erfolgt mit einer deterministischen Funktion, die auf der Korrelation der in Bild 3-28 dargestellten Versuchsergebnisse mit Strömungssimulationsergebnissen basiert. Die stochastische Komponente wird über die Streuung der Einflussparameter der Strömungssimulation berücksichtigt und im Rahmen einer Robustheitsanalyse (Abschnitt 5.3.5) untersucht. Sofern die Eingangsgrößen nicht gestreut werden, tritt in den Strukturberechnungsergebnissen auch keine stochastische Komponente auf.

Prinzipiell gäbe es auch die Möglichkeit in der Prognosefunktion eine zusätzliche stochastische Komponente zu berücksichtigen, um auch Effekte zu erfassen, welche nicht durch die simulierten Fertigungsspezifika abgedeckt werden. Da eine Unterscheidung in simulierbare, fertigungsspezifische Effekte und zusätzliche, stochastische Effekte nicht ohne weiteres möglich ist, wird zugunsten der besseren Transparenz hierauf aber verzichtet.

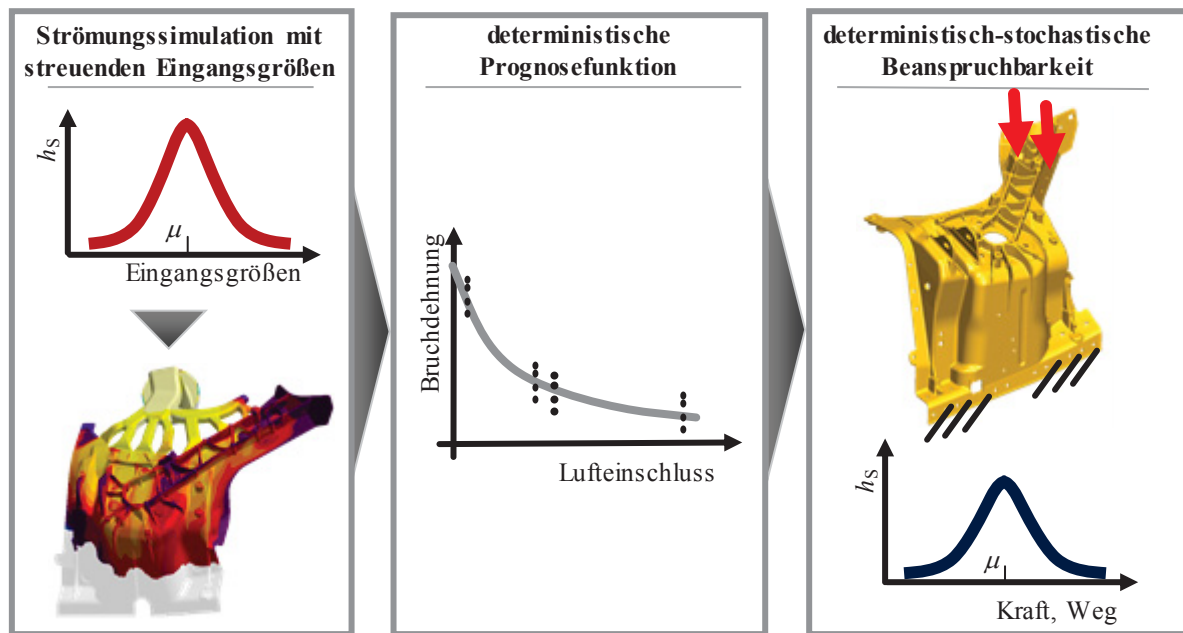


Bild 3-31 Visualisierung der Funktionsweise des Materialverteilungsmodells zur Berücksichtigung deterministisch-stochastischen Verhaltens in der Strukturberechnung

3.3.2.1 Modellfestlegungen

Als Materialmodell wird das sog. *MAT24* aus *LS-Dyna* verwendet, welches einem Fließverhalten nach *von Mises* und isotroper Verfestigung entspricht (s. Abschnitt 2.4.2.2). Auf Basis der Analyse der Spannungs-Dehnungs-Kurven (Anhang 19) unterschiedlicher Proben der Charge 1, die aus der Sitzschale extrahiert wurden, lässt sich schließen, dass sich der Verlauf im elastischen und plastischen Bereich nicht wesentlich unterscheidet. Daher wird im elastischen Bereich ein konstanter E-Modul von 45.000 MPa hinterlegt und der Übergang von elastischem zu plastischem Werkstoffverhalten bei 70 MPa eingestellt. Im plastischen Bereich wird eine Fließkurve auf Basis einer Probe der Charge 1 und der Lokalität S1 hinterlegt, die für alle Elemente gleich ist.

Das Versagen wird mit Hilfe einer Elementerosion (-löschung) modelliert, die einsetzt, sobald die *von Mises* Vergleichsdehnung eines Elements die prognostizierte lokale Bruchdehnung überschreitet. Da auf diese Weise der Einfluss der Mehrachsigkeit auf das Versagen vernachlässigt wird, ist bei der Anwendung des Materialmodells der Spannungszustand im Versagensbereich kritisch zu überprüfen. Die in dieser Arbeit betrachteten Lastfälle sind so gewählt, dass jeweils eine quasi-Zugbelastung mit einer Mehrachsigkeit von $\eta \approx 0,33$ vorliegt.

Zur Prognose der lokalen Bruchdehnung werden ausschließlich Porositäten und dabei nur Luftporen berücksichtigt. Hintergrund dieser Festlegung ist, dass Luftporen, im Gegensatz zu anderen Defekten oder Gefügeinhomogenitäten, am ehesten noch modellierbar sind. Zudem weist auch bspw. [Her10] darauf hin, dass Luftporen die wesentlichste Quelle für Porositäten in Druckgussbauteilen sind. Zuletzt gibt es viele pragmatische, rechen-effiziente Modelle zur Prognose eines Materialversagens auf Basis von Porositäten, welche von verschiedenen Forschungsgruppen eingesetzt und validiert wurden (Abschnitt 2.4.4). Eine Ursache dafür kann sein, dass diese Defekte mit zerstörungsfreien und intrusiven

Prüfverfahren vergleichsweise einfach quantifiziert werden können. Darüber hinaus sind die physikalischen Vorgänge bspw. bei Einschluss von Gasen in die Schmelze einfacher zu modellieren als bspw. die chemische Reaktion, die bei der Oxidfilmbildung vorliegt.

Erstarrungsbedingte Defekte werden bei der späteren Anwendung des Modells nicht berücksichtigt, da davon ausgegangen wird, dass diese zu vernachlässigen sind, sofern sie in einem für den betrachteten Lastfall irrelevanten Bereich auftreten (s. Abschnitt 3.3.4.2). Sollte dem nicht so sein, wird davon ausgegangen, dass sie den vorhandenen Defekten ohne Wechselwirkung aufaddiert werden können. Während schwindungsbedingte Defekte sich, wie beim Modell in den Voruntersuchungen, durch Anpassungen der Rippenwurzel nicht wesentlich beeinflussen lassen, gilt dies nicht für strömungsbedingte Lufteinschlüsse. Somit könnten bei einer strömungsoptimierten Rippe eventuelle Lunker einfach addiert werden. Zur Bildung der Prognosefunktion werden diese Informationen dennoch herangezogen, da davon ausgegangen wird, dass Porositäten eine vergleichbar, schädigende Wirkung haben, unabhängig von der Entstehungsart.

Bei der gewählten Vorgehensweise werden die Lufteinschlüsse, die sich am Ende der Strömungssimulation bilden, direkt in die Strukturberechnung überführt. Dies stellt eine Vereinfachung dar, da keine Kompression berücksichtigt wird. Da damit eine konservativere Auslegung bewirkt wird, ist dies akzeptabel.

3.3.2.2 Simulation von Lufteinschlüssen

Die Informationen zur Lage und Ausprägung von Lufteinschlüssen werden mit Hilfe von Gießsimulationen der Sitzschale ermittelt. Hierzu wird auf dem in [Mau11] verwendeten Modell für Charge 1 aufgebaut. In die vier Prüfbereiche werden die strukturvernetzten Prüfbereiche von Uniaxialzugproben positioniert, wodurch mit der programmeigenen *Mapping*-Schnittstelle die Porositätsinformationen übertragen werden können. Konkret werden die Ergebnisse der füllungsbedingten Lufteinschlüsse $f_{g,l,magma}$ (*Air Entrapment*), des lokalen Gasdrucks p_g (*Air Pressure*) und der schwindungsbedingten Porosität $f_{g,s,magma}$ (*Porosity*) extrahiert. Analog der in 3.2.5.1 getroffenen Annahme des idealen Gasgesetzes werden die füllungsbedingten Lufteinschlüsse mit dem lokalen Gasdruck komprimiert. Schwindungsbedingte Porositäten werden nicht komprimiert, da davon ausgegangen wird, dass sich diese erst mit einsetzender Erstarrung bilden. Im Übrigen treten diese Defekte lediglich an Lokalität S4 auf. Nach den Untersuchungen von Lee und Gokhale (Abschnitt 2.4.4) lässt sich das Materialversagen besser mit fraktografischen als volumetrischen Porositäten prognostizieren. Daher werden Letztere in Flächenporositäten umgerechnet. In Bild 3-32 ist die Modellvereinfachung dargestellt, um komplex geformte Porositäten als getrennte, ideal kugelförmige Einzelporen pro Element zu berücksichtigen und auf diese Weise den sich ausbildenden Anriss durch die jeweils größte Pore (vgl. Weiler) anzunähern. Die allgemeine Umrechnung von volumetrischen Porositäten f_g auf flächenförmige $f_{g,A}$ ist in Gleichung (3-5) dargestellt [Jun14]. Wird von ideal würfelförmigen Zellen ausgegangen, fallen die Längen l aus der Gleichung weg und müssen damit nicht aus dem Berechnungsmodell ausgelesen werden.

$$f_{g,A} = \frac{\pi}{l_2 l_3} \left(\frac{3 l_1 l_2 l_3 f_g}{4\pi} \right)^{2/3} \quad (3-5)$$

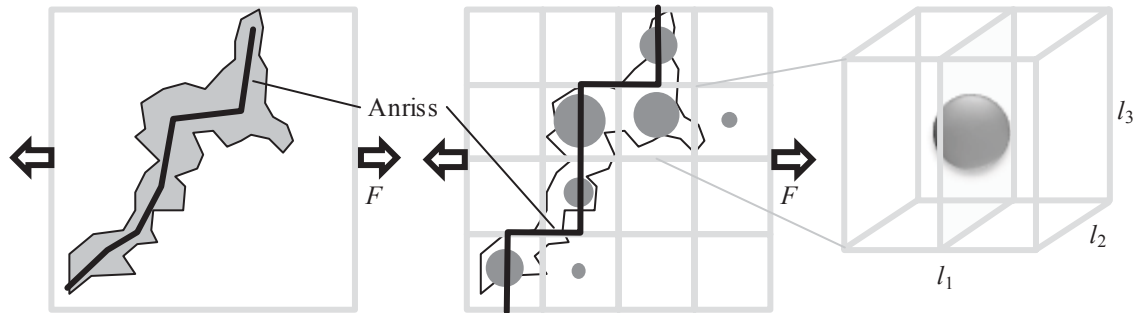


Bild 3-32 Modellvereinfachung zur Annäherung komplexer Porenformen auf die Kombination mehrerer kugelförmiger Poren, Grafik aufbauend auf [Jun14]

3.3.2.3 Erstellung der Prognosefunktion

Um abhängig von lokalen Lufteinschlüssen dem Modell unterschiedliche Materialeigenschaften zuweisen zu können, wird eine Prognosefunktion der Bruchdehnung erstellt. Dafür werden Zugversuchsergebnisse unterschiedlicher Lokaltäten der Sitzschale aus Bild 3-27 mit Gießsimulationsergebnissen von Lufteinschlüssen korreliert. Die resultierende Prognosefunktion ist in Bild 3-33 dargestellt.

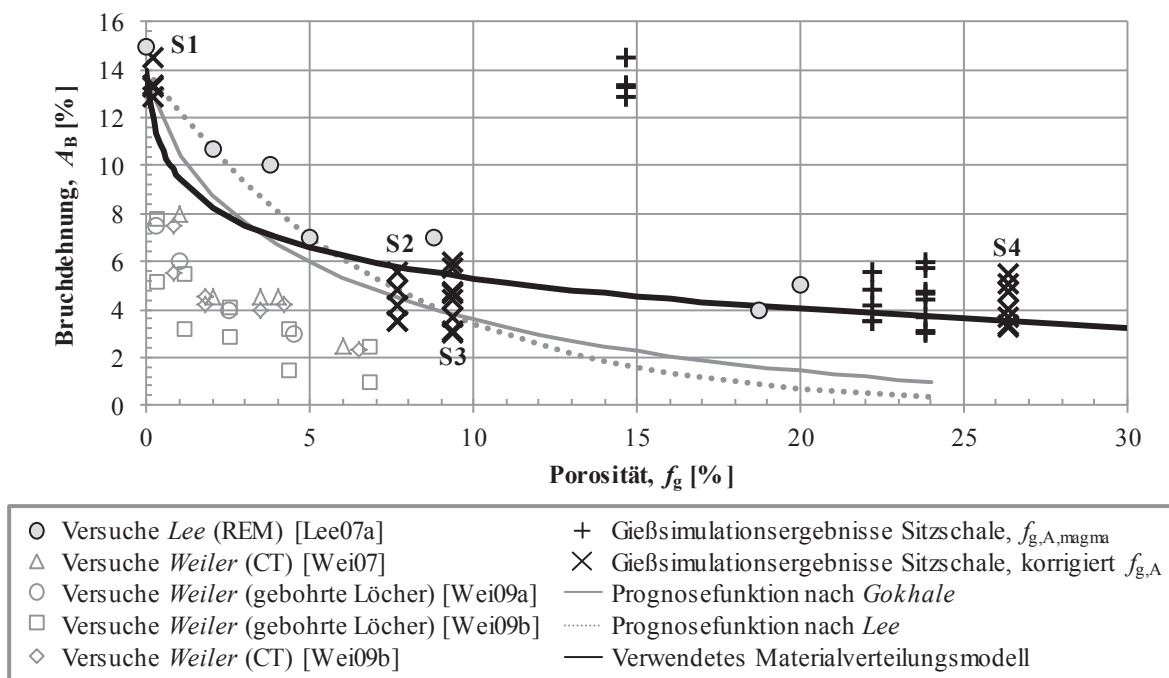


Bild 3-33 Bruchdehnung A_B über Versuchs- und Gießsimulationsergebnissen der Porosität mit unterschiedlichen Prognoseansätzen für die Legierung MgAl6Mn (AM60) im Kaltammerdruckguss bzw. Thixomolding-Verfahren, nach [Jun14] und [Hag14]

Im Prüfbereich der Zugproben treten in der Regel mehrere Zellen auf, in denen Luftporen vorliegen. Nach Weiler ist jedoch die größte Porosität entscheidend, weshalb nur diese in der Korrelation berücksichtigt wird. Wie im vorherigen Abschnitt ausgeführt,

werden die Lufteinschlüsse $f_{g,l,magma}$ komprimiert und die schwindungsbedingten Porositäten $f_{g,s,magma}$ addiert. Im nächsten Schritt wird der resultierende volumetrische Wert $f_{g,magma}$ mit Formel (3-5) in einen flächenspezifischen Wert $f_{g,A,magma}$ umgerechnet. Es zeigt sich, dass die Werte im Vergleich zu den Versuchsergebnissen der Literatur überschätzt werden. Daher wird ausgehend von der Lokalität S1, an der praktisch keine Porosität in der Realität vorliegt (s. Anhang 20), ein Korrektursummand von $-14,5\%$ angewendet, um die Simulationsergebnisse zu korrigieren: $f_{g,A} = f_{g,A,magma} - 14,5\%$. Es zeigt sich, dass durch diese Maßnahme die Verteilung der Porositäten gut zu dem Verlauf der Literaturwerte passt. An dieser Stelle sei zu bemerken, dass der Korrektursummand lediglich für Simulationsergebnisse von *MagmaSoft* angewendet wird. Die später in der Optimierung genutzten Lufteinschlüsse aus *STAR-CCM+* werden nicht korrigiert. Die verbleibenden Abweichungen können durch die unterschiedliche versuchstechnische Ermittlung der Porositäten (z. B. CT oder REM) zurückgeführt werden.

Von den Zugversuchsergebnissen werden die Proben der Charge 1 mit beidseitiger Bearbeitung herangezogen. Für die Korrelation werden nur die jeweils konservativsten Ergebnisse genutzt. Bei Anwendung der Funktionen von *Gokhale* bzw. *Lee* auf die Ergebnisse der Lokalitäten S1, S2 und S3, ergibt sich ein Verlauf, der die Bruchdehnung an Lokalitäten mit höheren Porositäten, wie S4, unterschätzen würde [Jun14]. Daher wird in [Hag14] ein neuer mathematischer Ansatz gebildet, um auf Basis einer logarithmischen Funktion in Formel (3-6) das Materialverhalten anzunähern. Hierfür wird neben den vier Prüflokalitäten zusätzlich ein theoretisches Wertepaar bei 100% Porosität und 0% Bruchdehnung berücksichtigt, um auch große Poren abzudecken. Die Parameter der Funktion werden dann mit einer Regressionsanalyse ermittelt. Da hierdurch der gesamte mögliche Wertebereich der Porosität abgedeckt ist, wird erwartet, dass auch eine Übertragbarkeit auf andere Bauteile ohne die Gefahr unphysikalischer Ergebnisse (vgl. [Mau11]) möglich ist.

$$\varepsilon_B = -1,876 \ln(f_{g,A} + 0,1\%) + 9,7\% \quad (3-6)$$

Der Regressionsparameter R^2 dieser Funktion beträgt $0,955$ und weist auch, insbesondere mit den Ergebnissen auf Basis fraktografischer Untersuchungen in [Lee07a], eine gute qualitative Übereinstimmung auf.

Die automatisierte Anwendung der Prognosefunktion mit Hilfe der *Mapping*-Ergebnisse aus der Gießsimulation auf das Strukturberechnungsmodell und die Erstellung der Materialkarte mit inhomogener Bruchdehnungsverteilung erfolgt mit Hilfe von *Matlab*. Das automatisierte *Preprocessing* in *ANSA* erfolgt mit entsprechenden *ANSA*-Skripten. Der genaue Prozessablauf ist in [Jun14] beschrieben.

3.3.3 Validierung des Modells

Zur Validierung des Materialverteilungsmodells werden zunächst die Uniaxialzugproben aus der Sitzschale (s. Bild 3-27), die zur Erstellung des Modells genutzt wurden, nachgerechnet. Danach wird das Modell auf Zugproben aus einem zweiten Versuchsträger mit gleichem Fertigungsverfahren, einer Sitzlehne, angewendet (s. Anhang 21). Dieses Bauteil war im Fokus der Untersuchungen von [Gil10], die Versuche wurden im Rahmen von [Mau09]

durchgeführt. Im letzten Schritt wird das Materialverteilungsmodell auf die gesamte Sitzschale angewendet und mit Ergebnissen eines Bauteilversuchs, der bei den Untersuchungen in [Sch13] durchgeführt wurde, verglichen.

Die Strukturberechnung der Proben erfolgt mit einer Hexaedervernetzung bei einer Kantenlänge von 0,25 mm, womit in Bezug zu den Gießsimulationsmodellen eine gleich feine bzw. feinere Vernetzung vorliegt. Sind diese Vernetzungsrandbedingungen nicht gewährleistet, kann es bei dem *Mapping* der Porositäten zur Mittelung von Materialeigenschaften kommen, wodurch ggfs. die Eigenschaften der größten simulierten Pore verschmiert werden und dadurch keine konservative Auslegung mehr vorliegt. Untersuchungen, um diese Problematik durch Regularisierungsmaßnahmen zu umgehen sowie weitere Details des Simulationsmodells können [Jun14] entnommen werden. Zur Simulation der Proben werden die Ergebnisse der Gießsimulation in den Prüfbereich der Probe *gemappt* und auf lokale Bruchdehnungen umgerechnet (Bild 3-34a).

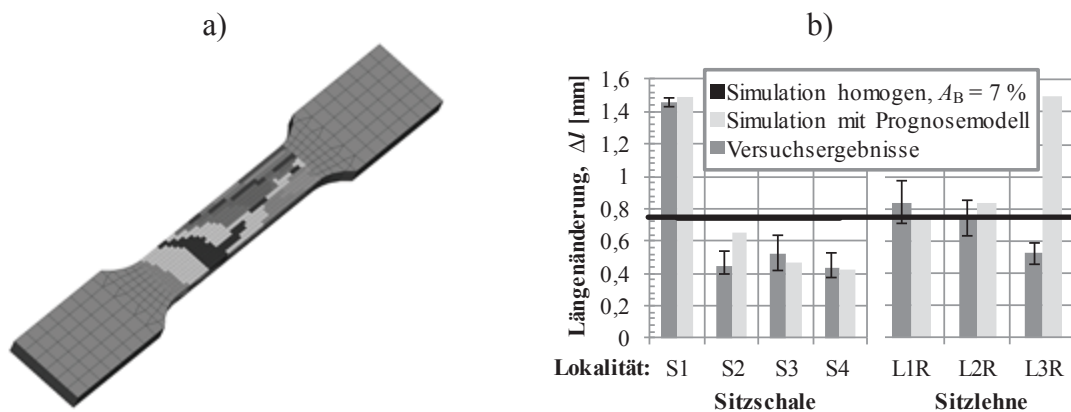


Bild 3-34 a) Simulationsmodell einer Uniaxialzugprobe mit inhomogen verteilter Bruchdehnung [Jun14], b) Vergleich des versuchstechnischen und simulativen Bruchwegs Δl von Zugproben mit der Legierung MgAl6Mn (AM60) im Thixomolding-Verfahren der Sitzschale und der Sitzlehne, nach [Jun14] [Hag14]

In Bild 3-34b sind die Ergebnisse der Simulation den Versuchsergebnissen des Bruchwegs Δl der Sitzschale bzw. -lehne gegenübergestellt. Die Probenlokalitäten sind in Bild 3-27 bzw. Anhang 21 hinterlegt. Im Fall der Sitzschale zeigt sich erwartungsgemäß an allen Lokalitäten bis auf S2 ein Verhalten, das innerhalb der versuchstechnischen Streuung liegt. Würde das Proben- bzw. Bauteilversagen mit einer konstanten Bruchdehnung von 7 % simuliert, zeigt sich das Potenzial der Abbildung lokaler Werkstoffeigenschaften. An S1 liegt ein deutlich höheres Beanspruchungspotenzial vor, während es an den anderen Lokalitäten überschätzt würde. Auch bei der Anwendung des Modells auf Proben der Sitzlehne zeigt sich an den Lokalitäten L1R und L2R ein gutes Prognosepotenzial, lediglich die Probe bei L3R wird deutlich überschätzt. Diese Lokalität liegt weit weg vom Anguss und es wird davon ausgegangen, dass andere Werkstoffdefekte wie z. B. Kaltfließstellen, die im Modell nicht berücksichtigt werden, an dieser Stelle verantwortlich für das Versagen sind. An dieser Stelle wird jedoch davon ausgegangen, dass die Prognosegüte des Materialverteilungsmodells auf Probenniveau ausreichend ist.

Um das Materialverteilungsmodell auch auf Bauteilniveau zu validieren, werden die Versuchsergebnisse herangezogen, die im Rahmen von [Sch13] erzeugt wurden. Der Lastfall entspricht einer asymmetrischen Dreipunktbiegung der Sitzschale, wobei ein Stempel mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/min weggesteuert verfahren wird (s. Anhang 22). Zur Simulation werden Schalenelemente mit einer Kantenlänge von durchschnittlich 5 mm verwendet. Im Bereich, wo das Versagen durch eine eingefräste Nut eingeleitet wird, ist eine Netzverfeinerung zur besseren Abbildung der Rissausbreitung und zur Vermeidung von Regularisierungseffekten eingebracht. Die genauen Randbedingungen können [Sch13], [Jun14] und [Hag14] entnommen werden. Die Ergebnisse der Versuche sind denen der Strukturberechnung mit unterschiedlichen Modellrandbedingungen in Bild 3-35 gegenübergestellt.

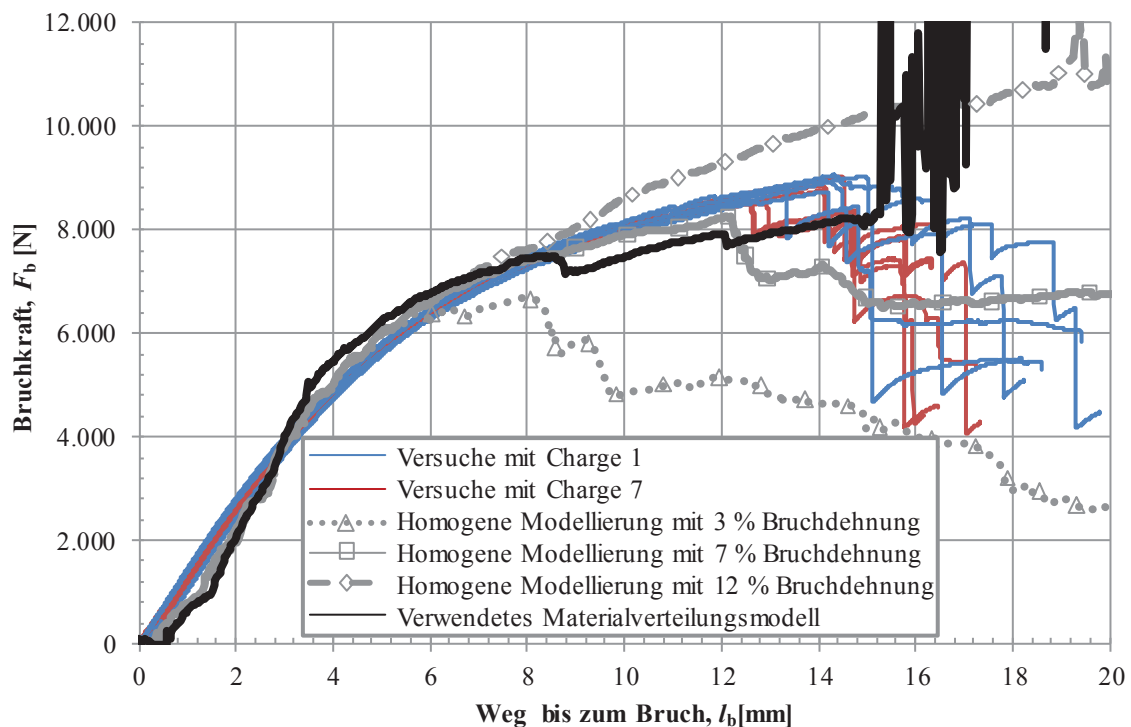


Bild 3-35 Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse der Sitzschale mit Charge 1 und 7 gegenüber Strukturberechnungen mit konstanter Bruchdehnung und dem entwickelten Materialverteilungsmodell, nach [Sch13] [Jun14] [Hag14]

Hinsichtlich der Versuchsergebnisse zeigen sich analog der Zugversuche nur geringe Streuungen des Bauteilverhaltens im verfestigenden Bereich, beim Versagen ist die Streuung ausgeprägter. Die Simulation mit konstanten Bruchdehnungen mit 3 bzw. 12 % zeigen eine deutliche Unter- bzw. Überschätzung des Beanspruchungspotenzials. Eine konstante Bruchdehnung von 7 % scheint hier das Bauteilverhalten gut abzubilden. Das entwickelte Materialverteilungsmodell weist im Verfestigungsbereich Abweichungen zum Versuchsverlauf auf, was auf das frühe Löschen von Elementen mit geringer Bruchdehnung zurückgeführt wird. Das Absinken der Kraft-Weg-Kurven bei ca. 9 und 12 mm lassen sich ebenfalls auf Steifigkeitsverluste durch Anrisse zurückführen. Die starken Ausschläge ab 15 mm hängen mit Kontaktproblemen beim endgültigen Versagen zusammen. Die verbleibenden Abweichungen können ihre Ursache darin haben, dass in manchen

versagensbehafteten Elementen Spannungsmehrachsigkeiten vorliegen, die von einer reinen Zugbelastung abweichen. Darüber hinaus scheint es, als ob manche Elemente zu früh gelöscht werden. Da dadurch jedoch ein konservatives Modell realisiert ist und die in Anhang 23 dargestellten Versagensorte mit denen der Simulation übereinstimmen, wird von einer ausreichenden Ergebnislösung ausgegangen. Zu bemerken sei an dieser Stelle, dass eine homogene Modellierung mit 7 % Bruchdehnung bei diesem Lastfall zwar eine teilweise bessere Abbildung des Deformationsverhaltens zeigt, jedoch kann dies auf andere Lastfälle, wie z. B. die Zugprobenergebnisse in Bild 3-34b, nicht übertragen werden.

3.3.4 Anwendung auf Rippen

In diesem Abschnitt wird der Aufbau des Strukturberechnungsmodells der Rippe dargestellt, welches auch für die nachgeschaltete Optimierung genutzt wird. Mit der Anwendung auf die Rippen R1 und R4 (s. Abschnitt 3.1.3.1) wird die Plausibilität und Relevanz der Ergebnisse für den in der Optimierung betrachteten Lastfall und Entwurfsraum sichergestellt.

Als Lastfall wird die in Bild 3-36a dargestellte symmetrische Dreipunktbiegung gewählt, bei der der Kamm auf Zug belastet wird. Diese Art der Belastung kommt in Realbauteilen oftmals vor und ist tendenziell kritischer als eine entsprechende Biegedruckbelastung, wenn davon ausgegangen wird, dass der Rippenkamm gegen ein Ausknicken entsprechend abgestützt ist. Darüber hinaus ist der Einfluss lokaler Werkstoffeigenschaften auf die Beanspruchbarkeit in diesem Lastfall in den Voruntersuchungen gezeigt worden. Zusätzlich kann das Beanspruchungsverhalten im Versagensbereich mit einem vergleichsweise einfachen Materialmodell auf Basis von Uniaxialzugproben (*MAT24*) abgebildet werden. In der Realität können auch bspw. Zug- oder Torsionsbelastungen auftreten. Jedoch spielt die Position von Materialdefekten bei einer reinen Zugbelastung in Axialrichtung eine untergeordnete Rolle und es wird erwartet, dass eine Optimierung lediglich das Ausnutzen der maximalen Entwurfsraumgrenzen empfiehlt. Torsionsbelastungen werden ebenfalls nicht betrachtet, da davon ausgegangen wird, dass Erkenntnisse, die an einem Abschnittsmodell gewonnen werden, keine vergleichbaren Resultate in einem Bauteil liefern.

Beim Versuchsaufbau in Bild 3-36a befinden sich die Lager in der Mitte der extrudierten Rippe, wo Symmetrierandbedingungen definiert sind. Die Gesamtlänge der Rippe beträgt 400 mm, der Abstand der Lasteinleitungsstempel zum Rippenende beträgt ca. 5 mm. Wie in Bild 3-6 dargestellt, beträgt die ebene Flanscbreite 20 mm, auf diesen Bereich beschränkt sich auch die Breite der Lasteinleitungsstempel und Auflager (Bild 3-36b). Durch diese Konfiguration wird vermieden, dass der Rippenkamm punktuell belastet wird und ausknickt. Zudem wird so eine globale Biegebelastung bewirkt, bei der lediglich der Kamm plastisch verformt wird. Im Bereich des Auflagers gibt es ebenfalls eine geometrische Aussparung, damit gegengeformte Rippenvarianten kollisionsfrei geprüft werden können. Eine detaillierte versuchstechnische Anordnung ist in [Mau14] beschrieben. Zur Quantifizierung des Beanspruchungspotenzials werden die Maximalkraft beim Bruch F_b sowie der Verfahrweg der Stempel bis zum Bruch l_b ausgewertet. Die berechneten Lufteinschlüsse werden auf die Mittelebene der Prüfkongfiguration *gemappt* und dann in Axialrichtung auf alle Elemente übertragen.

In Bild 3-36b ist der zum Versuchsaufbau gehörende linear-elastische Biegemomentenverlauf M_B in der Mitte der Rippe dargestellt. Die höchste Belastung ergibt sich damit an der Spitze des Rippenkamms. Da durch die eingeschlossene Luft die Bruchdehnung ε_B jedoch über die Höhe der Rippe inhomogen verteilt ist (Bild 3-36c), findet der Anriss nicht dort statt. Stattdessen versagt die Rippe an der Stelle, wo als erstes die entstehende Dehnung die lokale Bruchdehnung übersteigt (Bild 3-36d).

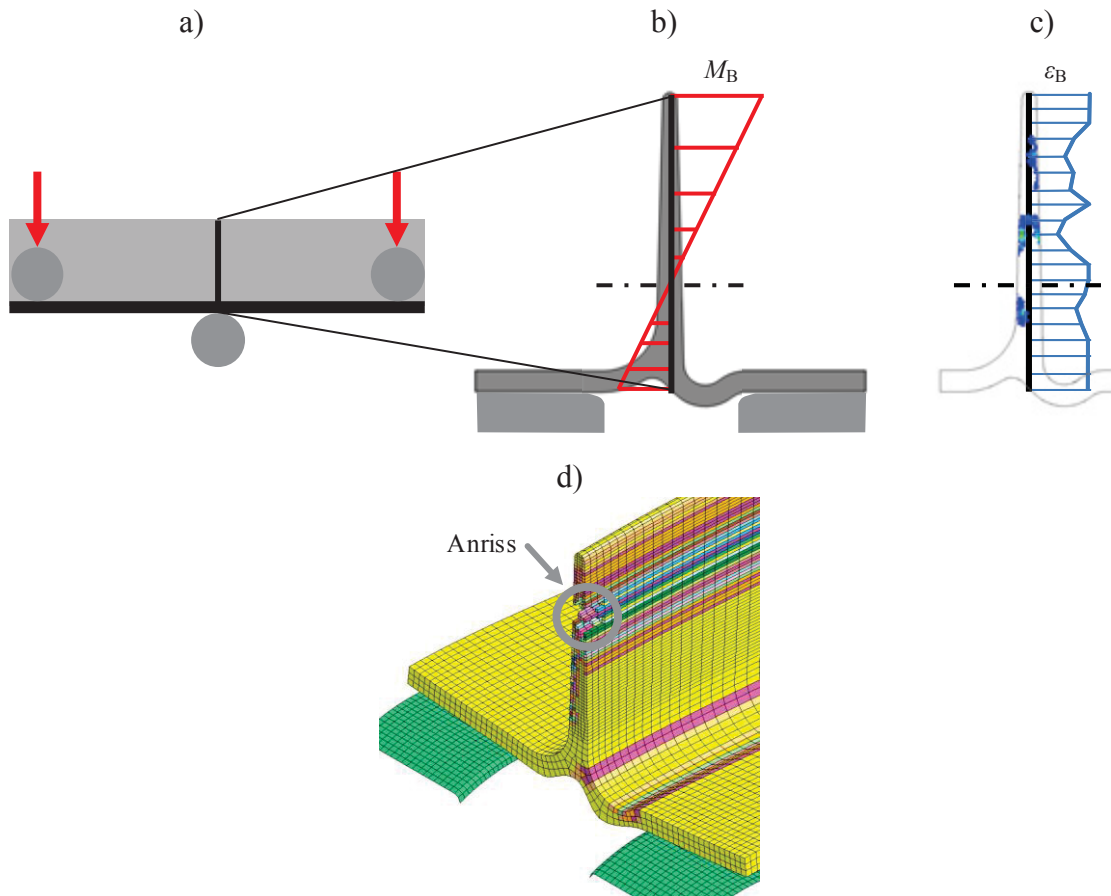


Bild 3-36 a) Versuchskonfiguration mit b) resultierendem Biegemomentenverlauf, c) Verlauf der Beanspruchbarkeit und d) resultierendes Bruchverhalten

In Bild 3-37 sind die an R4 durchgeführten Strukturberechnungen mit homogenen Bruchdehnungsverteilungen denen des Materialverteilungsmodells gegenübergestellt. Die genutzten Lufteinschlüsse entsprechen denen der Strömungsberechnung aus Anhang 16c. Wie im vorherigen Abschnitt bei der Validierung zeigt sich eine Unter- bzw. Überschätzung des Werkstoffpotenzials durch Bruchdehnungen von 3 bzw. 14 %. Letzterer Fall entspricht dabei der Anwendung des Materialverteilungsmodells ohne Lufteinschlüsse. Im Fall von $\varepsilon_B = 7 \%$ stimmen die Ergebnisse der Bruchkraft F_b mit denen des Materialverteilungsmodells überein, allerdings wird der Weg bis zum Bruch l_b unterschätzt. Im plastischen Bereich der Fließkurve bedingen kleine Kräfte große Verformungen. Daher ändert sich mit zunehmender homogener Bruchdehnung auch das Verhältnis von Bruchkraft und dem zugehörigen Verfahrensweg.

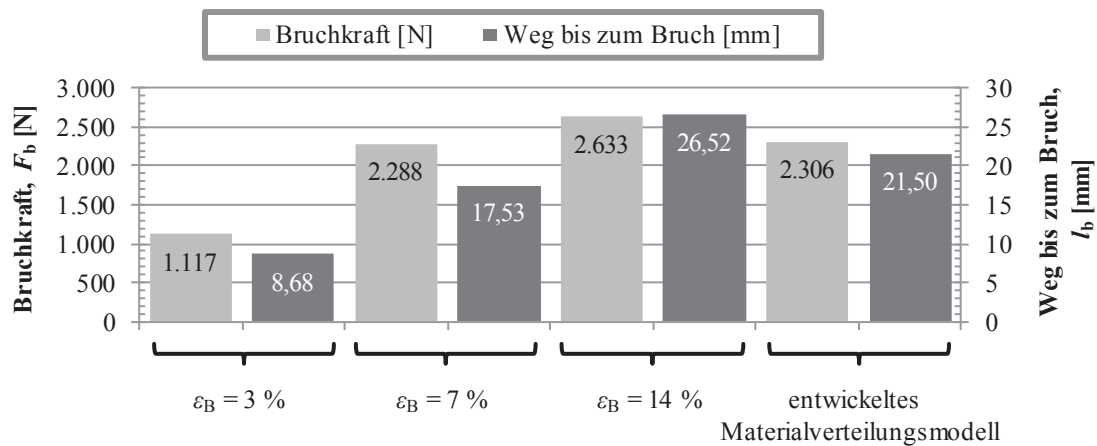


Bild 3-37 Materialverteilungsmodell ggü. homogener Materialverteilung, am Beispiel von R4

Bei homogener Modellierung zeigt R1 erwartungsgemäß ähnliche Werte wie R4, da das Biegesteifigkeitsmoment gleich ist. Wird jedoch das Materialverteilungsmodell auf Basis der Strömungsberechnungen aus Abschnitt 3.2.5.1 angewendet, zeigen sich deutliche Unterschiede (Bild 3-38). Dies hat sich bereits durch niedrigere eingeschlossene Luftanteile in R4 geäußert und zeigt sich jetzt auch beim Beanspruchungspotenzial, wobei R4 einen fast doppelt so hohen Weg bis zum Bruch zurücklegen kann wie R1. Auch bei der Bruchkraft zeigt sich ein Potenzial von $F_b \approx 330$ N.

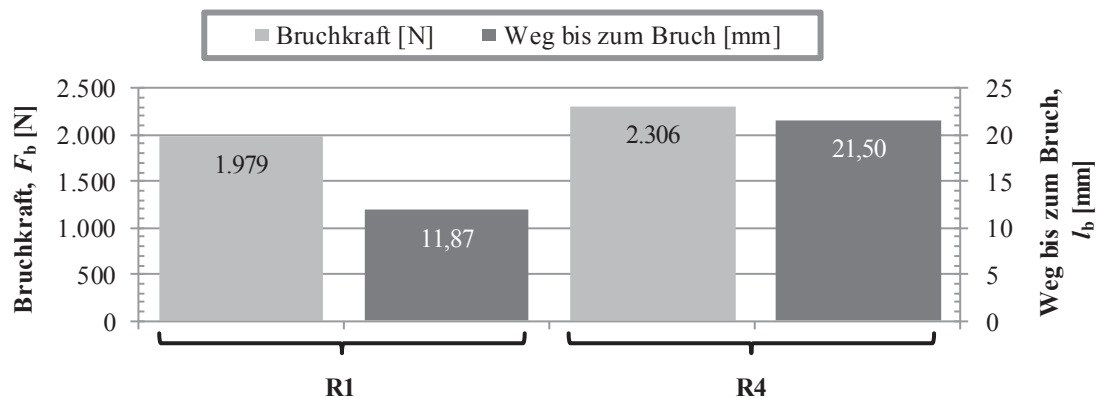


Bild 3-38 Gegenüberstellung der Strukturberechnungsergebnisse von R1 ggü. R4

3.3.4.1 Einfluss der Diskretisierung

Im Rahmen von [Hag14] wurden Konvergenzuntersuchungen der Strukturvernetzung durchgeführt. Hierbei wurden Strukturberechnungsergebnisse von R1 und R4 mit durchgängigen Kantenlängen von 0,25 mm mit denen einer gemischten Vernetzung verglichen. Bei dieser wurde der beanspruchte Rippenkamm mit 0,5 mm vernetzt und der Flanschbereich mit 1 mm. Zur weiteren Effizienzsteigerung des Modells wurde zudem die Länge der Hexaeder mit zunehmender Entfernung vom Auflager von 1 auf 5,6 mm vergrößert, was zu einer Gesamtelementzahl von ca. 34.000 führt. Die Unterschiede der Beanspruchbarkeit abhängig vom Netz betragen maximal zwischen 2 und 5 %, weshalb zu Gunsten der wirtschaftlicheren Vernetzung entschieden wird.

An dieser Stelle sollen auch nochmals die Ergebnisse der Strömungsberechnung mit *STAR-CCM+* mit unterschiedlichen CFL-Zahlen aus Bild 3-20 aufgegriffen werden. In Bild 3-39 sind für R4 die entsprechenden Strukturberechnungsergebnisse abgebildet, die nur in einem geringen Maß von der zeitlichen Diskretisierung abhängen. Damit zeigt sich, dass die gewählte CFL-Zahl von 0,2 für die Optimierungen ausreichend ist.

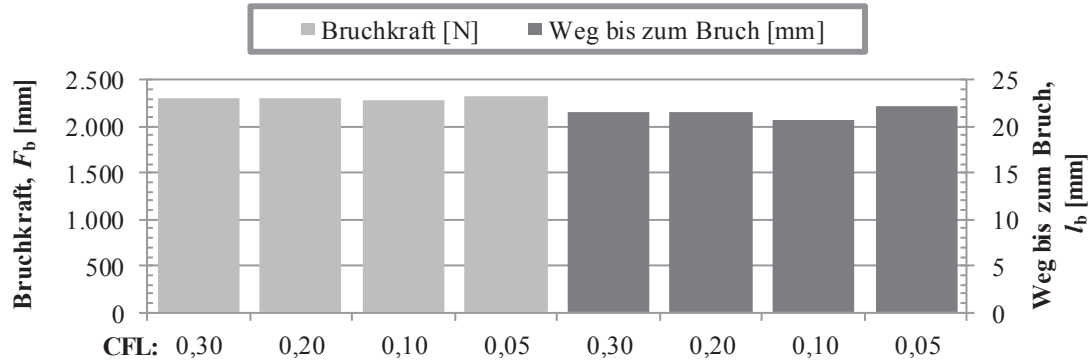


Bild 3-39 Beanspruchbarkeit von R4 in Abhängigkeit der strömungsmechanischen Diskretisierung

3.3.4.2 Überprüfung des Einflusses von erstarrungsbedingten Defekten

Zuletzt soll überprüft werden, inwiefern erstarrungsbedingte Defekte (Lunker), die Beanspruchbarkeit der Rippe beeinflussen. Hierfür werden die Ergebnisse der Erstarrungsberechnung auf Basis von *MagmaSoft* der Rippen R1 und R4 herangezogen. Die Modellrandbedingungen können Anhang 24 entnommen werden.

In Bild 3-40 sind die simulierten Lunker und die Auswirkungen auf die Beanspruchbarkeit dargestellt. Hierbei werden zwei Modelle verglichen, die beide mit dem entwickelten Materialverteilungsmodell berechnet werden. Allerdings werden beim zweiten Modell die simulierten Defekte mitberücksichtigt. Es zeigt sich kein erkennbarer Unterschied, was daran liegt, dass die Lunker sich auf die Stelle der größten Materialanhäufung in der niedrig beanspruchten Rippenwurzel konzentrieren und sich somit nicht auswirken. Der Rippenkamm ist bei der gewählten üblichen Wanddicke für Strukturbauteile von 3 mm frei von Lunkern. Daher folgt, dass eine Berücksichtigung dieser Defekte und damit Erstarrungssimulationen für den betrachteten Lastfall und die druckgusstypischen Rippen nicht notwendig ist.

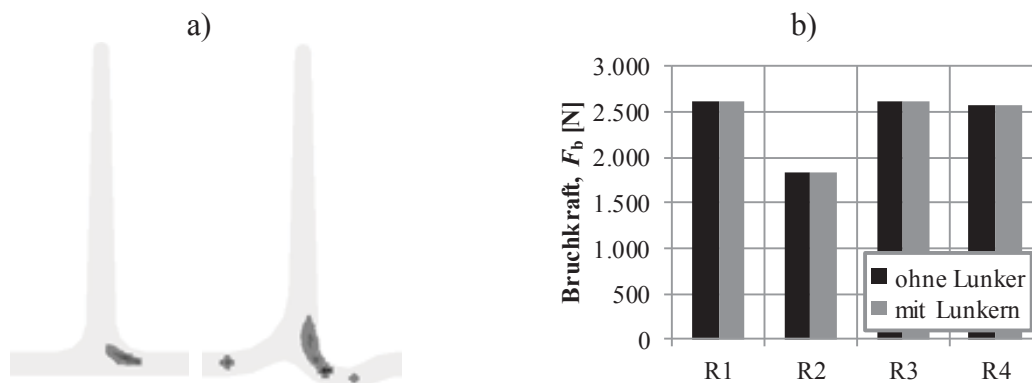


Bild 3-40 a) R1 und R4 mit simulierten Lunkern, b) Auswirkung auf die Ergebnisse der Strukturberechnung

Trotz der Tatsache, dass Materialanhäufungen im Rippenwurzelbereich als unkritisch für diesen Lastfall erweisen, stellen diese neben einem Gewichtsnaheil auch eine potenzielle Gefahr für andere Lastfälle dar. Daher werden wie auch schon bei den Rippenbasisentwürfen in Abschnitt 3.1.3.1 Materialanhäufungen und damit schwindungsbedingte Porositäten mit Hilfe von geometrischen Restriktionen auf Basis der *Heuversschen* Kreismethode verhindert.

Thermische Beanspruchungen der Form ergeben sich u. a., wenn Trennmittel durch strömungsspezifische Effekte ausgespült werden (s. Abschnitt 2.1.3 & 2.3.3). Somit kann durch strömungsmechanische Optimierung ggfs. deren Entstehung verschoben oder unterbunden werden. Sollte dies nicht der Fall sein und keine Wechselwirkung auftreten, können auftretende Schäden entsprechend aufaddiert werden. Ein kritischer Vergleich der optimierten Geometrien zur Basisgeometrie ist dann entsprechend erforderlich, aber nicht Teil dieser Arbeit.

Andere erstarrungsspezifische Defekte, wie Eigenspannungen oder Warmrisse werden, in dieser Arbeit aufgrund des Einflusses des Gesamtbauteils und dem großen Weiterentwicklungspotenzial der existierenden Simulationsmodelle nicht berücksichtigt.

4 Optimierung der Umlenkung

Die zur Formoptimierung der Umlenkung genutzte Optimierungsstrategie und -prozesskette wird in Abschnitt 4.1 und die zugehörigen strömungsmechanischen Zielfunktionen in Abschnitt 4.2 erläutert. Als Entwurfsmodelle (EM) dienen die beiden in Abschnitt 3.1.2 vorgestellten Umlenkungen. Die Optima für EM I werden in Abschnitt 4.3 ermittelt, die für EM II in Abschnitt 4.4. Auf Basis von EM II wird zudem eine Robustheitsanalyse durchgeführt. Die Diskussion der Ergebnisse erfolgt in Abschnitt 4.5.

Zur Erstellung der Versuchspläne (*Design of Experiments*, DOE), der Steuerung der Datenströme und zur Optimierung wird das Programmsystem *Isight* (Version 5.8-4, *Dassault Systèmes*) genutzt.

Die Ergebnisse dieses Kapitels wurden gemeinsam mit den Arbeiten [Sch14b] und [Hag14] erzielt und die wesentlichen Ergebnisse der Optimierung von EM II in [Mau15] veröffentlicht.

4.1 Optimierungsstrategie und -prozesskette

In Bild 4-1 ist die in diesem Kapitel angewendete Optimierungsprozesskette abgebildet. Deren Grundgerüst basiert auf existierenden firmeninternen Optimierungsprojekten [PAG14b], die vergleichbare Programme und Datenströme aufweisen. Für die hier betrachtete Problemstellung wurden die Schnittstellen erweitert und die Analysemodelle neu aufgebaut.

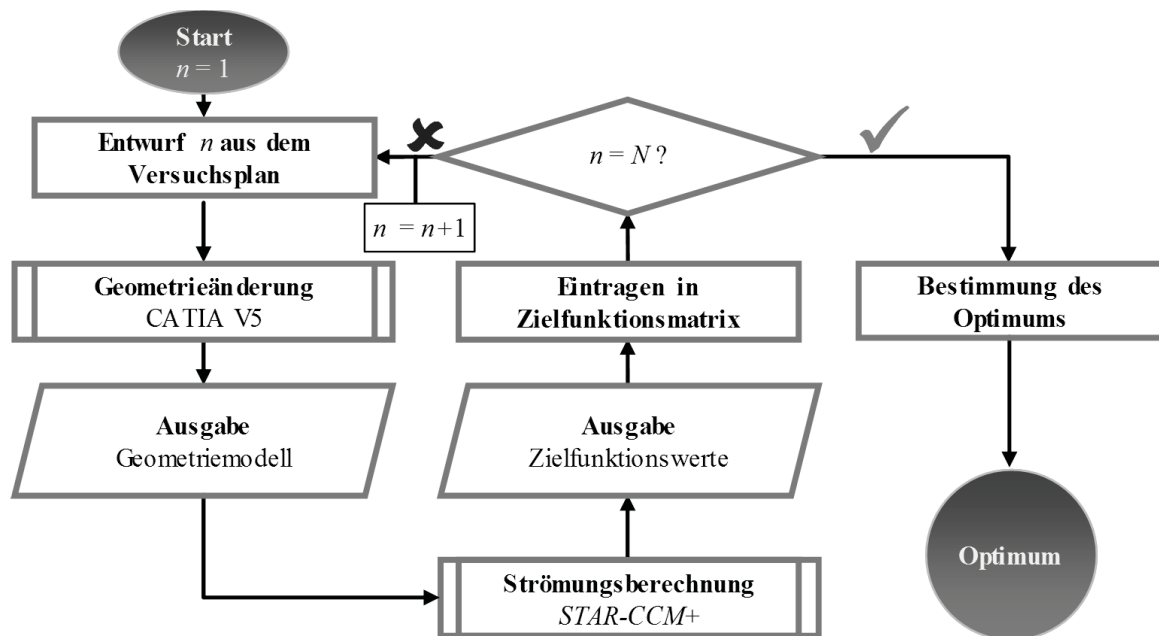


Bild 4-1 Prozesskette zur Optimierung der Umlenkungen, nach [Mau15]

Ausgangspunkt der Optimierung ist ein DOE, mit dem für die N Entwürfe den Entwurfsvariablen Werte zugewiesen werden, wobei das *Optimal Latin Hypercube*-Verfahren angewendet wird. Die Anzahl der damit erzeugten Entwürfe wird in Abhängigkeit der betrachteten Anzahl der Entwurfsvariablen gewählt und wird in den folgenden Abschnitten

jeweils aufgeführt. Die mit dem DOE erzeugten Entwürfe dienen als Eingangskonfiguration für CATIA V5, mit dem das Geometriemodell geändert wird. Im Anschluss werden die Modelle zur Strömungsberechnung an *STAR-CCM+* übergeben. Sofern ein konvergentes Ergebnis erzeugt wird (s. Abschnitt 3.2.2.2), werden die Ergebnisse in die Zielfunktionsmatrix zur späteren Auswertung eingetragen. Wenn alle N Analysen des DOE durchgeführt sind, wird das Optimum bestimmt. Die dafür jeweils angewendete Strategie wird in den Abschnitten 4.3 und 4.4 ausgeführt, in denen die Optimierung von EM I bzw. EM II beschrieben wird.

4.2 Zielfunktionen

Da bei der Optimierung die Reduktion des Verschleißes im Vordergrund steht und nicht davon ausgegangen wird, dass sich Lufteinschlüsse ausbilden, wird zur Berechnung der Zielfunktionen das stationäre einphasige Strömungsmodell genutzt (s. Abschnitt 3.2.2). Als Legierung findet AlSi7Mg Anwendung, die Standardanströmgeschwindigkeit beträgt $v_0 = 15$ m/s. Da keine Lufteinschlüsse oder sonstige strukturelevante, inhomogene Werkstoffeigenschaften erwartet werden, findet auch keine strukturmechanische Bewertung der Umlenkungen statt. Eventuelle Auswirkungen der Umlenkungsform auf die Bauteilbeanspruchbarkeit müssen im Nachhinein in einer Gesamtbauteilberechnung abgesichert werden.

Die für die Optimierung herangezogenen Zielfunktionen sind in Tabelle 4-1 zusammengefasst. Primäre Zielfunktionen werden bei der Untersuchung intensiver analysiert, die Sekundären lassen sich teilweise daraus ableiten. In [Sch14b] wurde ausgeführt, dass die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und die maximale Wandgeschwindigkeit $v_{W,max}$ miteinander korrelieren, daher wird nur erstere Zielfunktion betrachtet. Gleichzeitig zeigte sich der Trend, dass Entwürfe mit hohem Wanddruck $p_{W,max}$ auch höhere Druckverlustbeiwerte ζ aufweisen. Der Umkehrschluss ist dabei nicht immer gewährleistet. Daher wird der maximale Wanddruck als zweite Zielfunktion gewählt. Zugleich wird die Kavitationszahl Ka aus dem einphasigen Strömungsfeld extrahiert, diese wird jedoch nur bedarfsgemäß im Nachhinein kontrolliert. Abgesehen von der eindimensionalen Beschränkung von Entwurfsvariablen werden keine Restriktionen berücksichtigt. Die Werte, die die Basisentwürfe U1 und U2 für die Zielfunktionen aufweisen, sind in Tabelle 3-5 hinterlegt.

Tabelle 4-1 Übersicht über die bei den Optimierungen betrachteten Zielfunktionen

	Primäre Zielfunktion	Sekundäre Zielfunktion	bedarfsmäßig kontrolliert
Maximaler Wanddruck $p_{W,max}$	x		
Druckverlustbeiwert ζ		x	
Wandschubspannung $\tau_{W,max}$	x		
maximale Wandgeschwindigkeit $v_{W,max}$		x	
Kavitationszahl Ka			x

4.3 Optimierung mit Entwurfsmodell I

Da EM I mit elf Entwurfsvariablen (vgl. Tabelle 3-1) die meisten Freiheitsgrade hat, wird zunächst in Abschnitt 4.3.1 eine Reduktion der Entwurfsvariablen durch Betrachtung einzelner Entwurfsvariablengruppen vorgenommen. Mit den verbleibenden Variablen wird in Abschnitt 4.3.2 eine Daten- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Danach werden in Abschnitt 4.3.3 die deterministischen Optima ermittelt. Zuletzt wird in Abschnitt 4.3.4 eine Mehrzielbetrachtung durchgeführt, um die Gegenläufigkeit der Zielfunktionen zu untersuchen.

Zur Optimierung werden auf Basis von DOE-Ergebnissen Metamodelle abgeleitet, die auf dem Ansatz der *Elliptical Basis Functions* (EBF) basieren. Diese sind ein spezieller Typ radialer Basisfunktionen (RBF) und haben im Rahmen der Untersuchungen in [Hag14] die beste Prognosegüte hinsichtlich des R^2_{PRESS} -Werts gezeigt. Die zur Optimierung auf dem Metamodell eingesetzten Optimierungsalgorithmen werden in den folgenden Abschnitten aufgeführt.

4.3.1 Optimierung einzelner Entwurfsvariablengruppen

Zur Reduktion der Entwurfsvariablen werden die in Tabelle 3-1 vorgestellten Entwurfsvariablen abhängig von ihrer Art in vier Gruppen eingeteilt und mit jeder Gruppe ein DOE und Optimierungen durchgeführt. Bei dieser Vorgehensweise sollen Trends und Wirkmechanismen des Analysemodells festgestellt werden, in welche Richtung sich die Formen der Umlenkungen jeweils entwickeln. Der Vorteil hierbei ist, dass jeweils nur zwei bis vier Entwurfsvariablen gleichzeitig variiert werden, wodurch für ein aussagekräftiges Optimierungsergebnis weniger Stützstellen notwendig sind und der Rechenaufwand entsprechend gering ist. In Tabelle 4-2 sind die Anzahl der Funktionsaufrufe, die sensitivsten Variablen und die R^2_{PRESS} -Werte der für die Zielfunktionen gebildeten Metamodelle aufgeführt. Hierbei ist stets die Qualität der Metamodelle für den maximalen Wanddruck $p_{W,\max}$ höher, als die für die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$. Der Verlauf der Metamodelle und die Sensitivitäten sind jedoch vergleichbar. Die Anzahl der Funktionsaufrufe orientiert sich an der Anzahl der variierten Entwurfsvariablen, während die nicht variierten den Startwert behalten. Die Sensitivitäten werden mit Hilfe der Kenngröße der *Global-Effects* bestimmt, die ein Mittel aus mehreren lokalen Gradienten bildet.

Tabelle 4-2 Übersicht über die untersuchten Entwurfsvariablengruppen sowie die zugehörige Metamodellqualität

Entwurfsvariablengruppe	<i>WE, WA</i>	<i>KX, KF</i>	<i>MH, MP, MB</i>	<i>DB, DI, DL, DP</i>
Entwurfsanzahl <i>N</i>	57	76	263	485
Sensitivste Variable(n)	etwa gleich	<i>KF</i>	<i>MH</i>	<i>DB, DL</i>
R^2_{PRESS} für $\tau_{W,\max}$	0,88	0,977	0,887	0,886
R^2_{PRESS} für $p_{W,\max}$	0,99	0,98	0,97	0,99

In Bild 4-2 ist der zu Tabelle 4-2 jeweils zugehörige Konturplot für die Zielfunktion der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$ dargestellt. In Anhang 25 finden sich die Ergebnisse für den maximalen Wanddruck $p_{W,\max}$. Sofern mehr als zwei Entwurfsvariablen untersucht werden, erfolgt die Aufspannung der Darstellungsebene mit Hilfe der beiden sensitivsten

Variablen. Der Schnitt durch das Metamodell erfolgt jeweils durch das beste DOE-Ergebnis, welches mit z^*_{doe} bezeichnet wird. Ergebnisse, die außerhalb dieses Schnitts liegen, werden hineinprojiziert (graue Punkte).

Zur Optimierung auf dem Metamodell werden für die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$ verschiedene Optimierungsalgorithmen miteinander verglichen. ASA steht für eine stochastische Suchstrategie auf Basis des Verfahrens des *Simulated Annealing*, *Evol* ist ein evolutionärer Algorithmus. NLPQLP ist eine Abwandlung des SQP-Verfahrens und *Pointer* ist ein kombinierter Algorithmus, der eine Mischform aus gradientenbasierten und stochastischen Verfahren nutzt [Isi14]. Für die Anwendung der Algorithmen wird die im Programmsystem hinterlegte Ausgangskonfiguration genutzt. Die mit den Algorithmen entwickelten Optima werden mit z^*_{ASA} , z^*_{Evol} , z^*_{NLPQLP} und z^*_{Pointer} bezeichnet und sind in den Konturplots in Bild 4-2 dargestellt. Die Ergebnisse und deren Nachrechnung mit dem Analyseprogramm können in tabellarischer Form Anhang 26 entnommen werden.

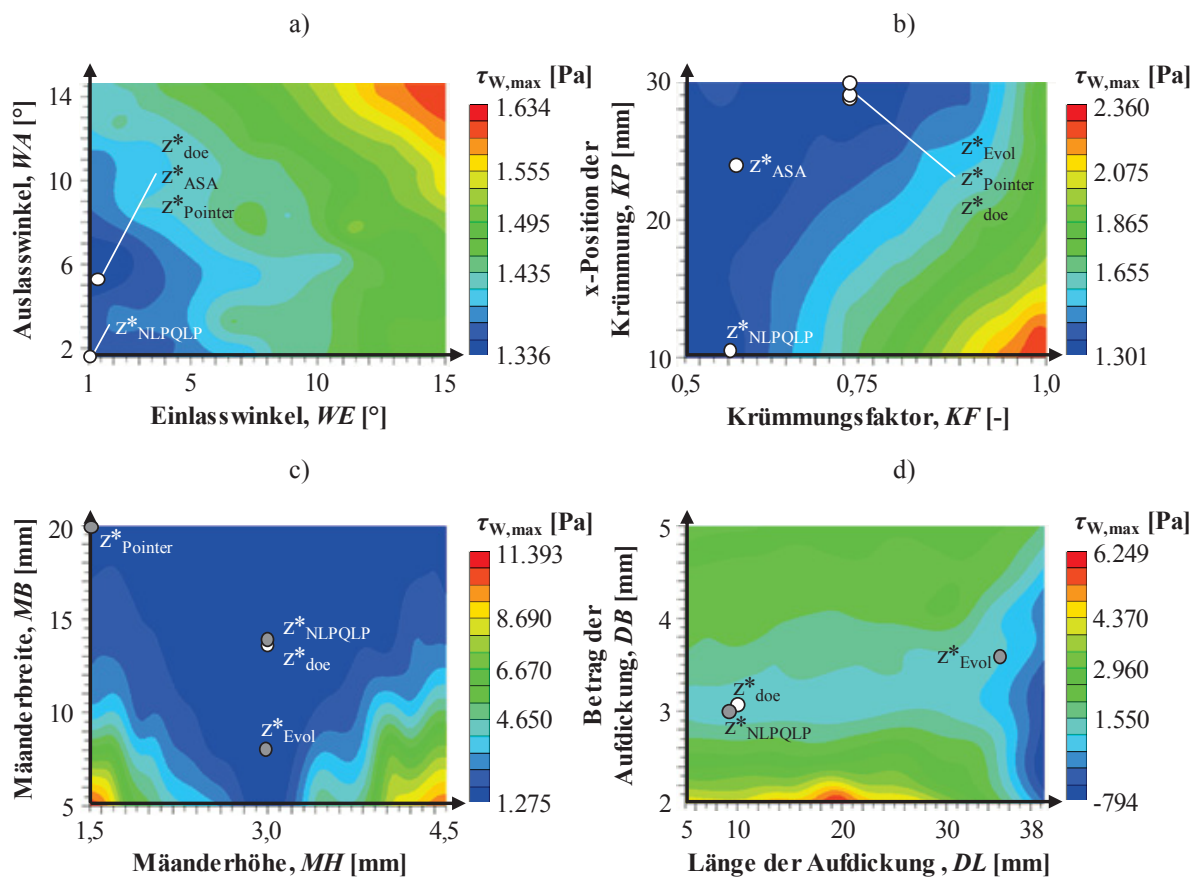


Bild 4-2 Konturplots von EBF-basierten Metamodellen von EM I für die Zielfunktion der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$ für die Variablengruppen a) des Ein- und Auslasswinkels, b) der Krümmung, c) des Mäanders und d) der lokalen Aufdickung

Die nachfolgenden Ausführungen zur Gestalt der Metamodelle beziehen sich auf die Zielfunktion der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$. Ähnliche Schlüsse können auch für den maximalen Wanddruck $p_{W,\max}$ gezogen werden.

Hinsichtlich des Einlasswinkels WE zeigt sich, dass der Minimalwert angestrebt wird, um damit eine möglichst geringe Strömungsstörung im Einlauf zu erreichen. Beim Auslasswinkel

WA finden alle angewendeten Optimierungsalgorithmen bis auf NLPQLP das Optimum beim besten DOE-Ergebnis mit $WA \approx 5,4^\circ$. Das von NLPQLP gefundene Optimum weist auf dem Metamodell zwar schlechtere Werte auf, zeigt aber bei der Nachrechnung dennoch ein etwas besseres Ergebnis als die anderen Optima.

Zur Minimierung der Zielfunktion mit Hilfe der Krümmungsvariablen bildet sich ein ausgedehnteres Minimalgebiet, welches sowohl von der x-Komponente der Krümmung KX als auch dem Krümmungsfaktor KF abhängt. Die Algorithmen *Pointer* und *Evol* finden ein zum besten DOE-Ergebnis vergleichbares Optimum, jedoch bleibt das DOE-Ergebnis, auch ggü. den Optima z^*_{NLPQLP} und z^*_{ASA} , das Beste.

Beim Mäander zeigt sich, dass sowohl niedrige als auch hohe Werte für die Mäanderhöhe MH zur Verschlechterung der Zielfunktion führen. Qualitativ zeigt sich ein Minimum bei $MH \approx 3 \text{ mm}$. Dies entspricht einem Entwurf ohne Mäander, wodurch auch die übrigen Mäander-Variablen keinen Einfluss mehr haben. Damit erscheinen die von *Küppers* vorgestellten mäanderförmigen Entwürfe (s. Abschnitt 2.2.4) für diesen Anwendungsfall nicht zielführend. Es wird davon ausgegangen, dass die starke Störung des Schmelzestroms durch die lokale Verprägung zur Verschlechterung der Zielfunktionen führt. Mit zunehmender Mäanderbreite MB wird dieser Effekt abgeschwächt, da dann die Verprägung weniger scharf ausgeführt wird. Bis auf den Algorithmus *Pointer* finden alle Algorithmen ein zum DOE-Ergebnis vergleichbares Optimum. Diese Optima zeigen bei Nachrechnung jedoch schlechtere Werte. Das Ergebnis mit *Pointer* ist auf dem Metamodell zwar besser als die anderen Ergebnisse, allerdings kann der zugehörige Entwurf nicht mit dem Geometriemodell EM I abgebildet werden.

Ein ähnlicher Effekt wie bei den Mäandern zeigt sich bei Änderung des Strömungsquerschnitts, wobei sich ein Minimum im Bereich des Betrags der Aufdickung von $DB \approx 3 \text{ mm}$ ausbildet. Hierdurch tritt keine Aufdickung auf und die übrigen Variablen zur Dickenänderung haben keinen Einfluss mehr. Eine mögliche Ursache für diesen Effekt ist, dass die Schmelze an Stellen einer Querschnittsänderung durch Staueffekte höhere Werte der Zielfunktionen erhält. Auffallend bei dem Metamodell ist, dass es einen Bereich unphysikalischer Werte aufweist. Dies ist ein Indikator dafür, dass trotz der hohen Prognosegüte des Metamodells dennoch deutliche Abweichungen zum Analysemodell auftreten können. Das von *Evol* gefundene Optimum erweist sich bei Nachrechnung als deutlich schlechter als der beste DOE-Entwurf.

Beim Vergleich der besten DOE-Ergebnisse mit den Ergebnissen, die mit den Optimierungsalgorithmen auf dem Metamodell bestimmt werden, fällt auf, dass sich teilweise große Abweichungen in den gefundenen Optimalentwürfen ergeben. Dies wird darauf zurückgeführt, dass bei den betroffenen Metamodellen eine ausgeprägte Talsohle vorliegt und die Algorithmen unterschiedliche Minima in diesem Bereich auffinden. Bei der Nachrechnung der Entwürfe zeigt sich, dass die Ergebnisse der Zielfunktion erwartungsgemäß nahe beieinander liegen, jedoch das beste Ergebnis überwiegend bereits mit dem DOE gefunden wird. Eine Ursache für diesen Effekt kann in dem Typ des Metamodells gesucht werden. EBF basieren auf dem Prinzip der Verbindung der Ergebnispunkte im Raum mit einem elliptischen Ansatz. Durch diese Interpolation sind Minima zwischen den DOE-Punkten zwar möglich,

liegen aber durch die hohe Anzahl der durchgeführten Rechnungen bereits nahe am besten DOE-Ergebnis. Bei radialen Basisfunktionen (RBF), die die Datenpunkte linear miteinander verbinden, wäre dies nicht möglich.

In Tabelle 4-3 sind die besten Ergebnisse der Untersuchung hinterlegt. Da der Basisentwurf U1 einer Umlenkung mit einem Innenradius von 30 mm entspricht und mit EM I nur angenähert werden kann, werden keine Werte für die Entwurfsvariablen angegeben. Insgesamt zeigt sich ein vergleichbar geringes Optimierungspotenzial ggü. U1. Abgesehen von KX und KF zeigen sich keine großen Änderungen der Entwurfsvariablen, woraus geschlossen wird, dass die gewählten Startwerte bereits nahe des Optimums liegen.

Tabelle 4-3 Zusammenfassung der besten Optimierungsergebnisse der Untersuchung einzelner Entwurfsvariablengruppen (sofern nicht anders vermerkt DOE-Ergebnisse)

z, z^*	Untersuchung	WE [°]	WA [°]	KF [-]	KX [mm]	MH [mm]	MP [mm]	MB [mm]	DB [mm]	DI [mm]	DL [mm]	DP [mm]	Wert
$\tau_{W,max}$	Basisentwurf U1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1.551 Pa
	WE, WA^1	1	1	0,5	25	3	0,5	5	3	5	10	20	1.304 Pa ¹
	KX, KF	1	1	0,72	29,2	3	0,5	5	3	5	10	20	1.301 Pa
	MH, MP, MB	1	1	0,5	25	3,01	0,37	13,6	3	5	10	20	1.291 Pa
	DB, DI, DL, DP	1	1	0,5	25	3	0,5	5	3,13	10	10,1	13,2	1.281 Pa
$p_{W,max}$	Basisentwurf U1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,23 bar
	WE, WA	1,1	2,8	0,5	25	3	0,5	5	3	5	10	20	2,18 bar
	KX, KF	1	1	0,59	26,5	3	0,5	5	3	5	10	20	2,12 bar
	MH, MP, MI	1	1	0,5	25	2,86	0,28	19,1	3	5	10	20	2,16 bar
	DB, DI, DL, DP	1	1	0,5	25	3	0,5	5	2,94	3,7	32,7	4,6	2,07 bar

¹Ergebnis auf Basis der Optimierung mit NLPQLP

Zur Reduktion der Anzahl der elf Entwurfsvariablen wird an dieser Stelle die Variablengruppe des Mäanders nicht länger betrachtet, da das zugehörige Optimum einem Entwurf ohne Mäander entspricht. Ein ähnlicher Effekt tritt bei der lokalen Dickenänderung auf ($DB \rightarrow 3$ mm), allerdings wird diese Variablengruppe weiterhin berücksichtigt, da der Einfluss auf die Zielfunktion etwas größer ist.

4.3.2 Daten- und Sensitivitätsanalyse

Mit den verbleibenden acht Entwurfsvariablen wird ein DOE mit $N=1.967$ Funktionsaufrufen durchgeführt. Um Hinweise auf die lineare Korrelation der Entwurfsvariablen und Zielfunktionen zu erhalten, wird in Tabelle 4-4 eine Korrelationsmatrix erstellt. Die Entwurfsvariablen zeigen eine lineare Unabhängigkeit, weshalb davon ausgegangen wird, dass sie keine Redundanz aufweisen. Gleichzeitig zeigen sich nur geringe Korrelationen mit den Zielfunktionen. Lediglich die Variablen der lokalen Aufdickung und insbesondere der Betrag der Aufdickung DB scheinen einen Einfluss auf die Zielfunktionen auszuüben. Hinsichtlich der Korrelation der Zielfunktionen zeigt sich, dass ein starker Zusammenhang zwischen der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und der maximalen Wandgeschwindigkeit $v_{W,max}$ besteht. Da die beiden Größen auch mit dem Druckverlustbeiwert ζ korrelieren, bestätigt sich die Einschränkung nur die Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ als Zielfunktionen zu betrachten.

Tabelle 4-4 Korrelationsmatrix der Entwurfsvariablen von EM I und der Zielfunktionen, für die Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15 \text{ m/s}$, $N = 1.967$

	<i>WE</i>	<i>WA</i>	<i>KX</i>	<i>KF</i>	<i>DB</i>	<i>DL</i>	<i>DI</i>	<i>DP</i>	ζ	$p_{W,\max}$	$v_{W,\max}$	$\tau_{W,\max}$
<i>WE</i>	1,00											
<i>WA</i>	0,02	1,00										
<i>KX</i>	-0,01	0,00	1,00									
<i>KF</i>	0,00	0,01	0,01	1,00								
<i>DB</i>	-0,02	-0,01	0,02	-0,02	1,00							
<i>DL</i>	0,02	-0,01	-0,01	-0,01	0,00	1,00						
<i>DI</i>	0,00	-0,01	0,01	-0,01	0,00	-0,13	1,00					
<i>DP</i>	-0,02	0,02	0,01	0,01	0,02	-0,46	-0,17	1,00				
ζ	0,01	0,01	-0,03	0,09	-0,20	0,09	-0,21	-0,01	1,00			
$p_{W,\max}$	0,02	0,02	-0,04	0,12	0,70	0,22	0,00	-0,09	0,21	1,00		
$v_{W,\max}$	0,02	0,01	-0,07	0,16	-0,14	0,17	-0,46	0,07	0,76	0,29	1,00	
$\tau_{W,\max}$	0,02	0,01	-0,07	0,16	-0,14	0,16	-0,46	0,07	0,75	0,29	1,00	1,00

In Bild 4-3 sind die normierten Sensitivitäten (*Global Effects*) bezüglich der Zielfunktionen des maximalen Wanddrucks $p_{W,\max}$ und der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$ dargestellt. Diese werden mit Metamodellen vom Typ EBF bestimmt. Hierbei bestätigt sich der Trend der Korrelationsanalyse, dass die Entwurfsvariablen, die die Wanddicke kontrollieren, den größten Einfluss auf die jeweiligen Zielfunktionen haben. Den geringsten Einfluss zeigt dagegen die Veränderung der Ein- und Auslasswinkel, *WE* bzw. *WA*.

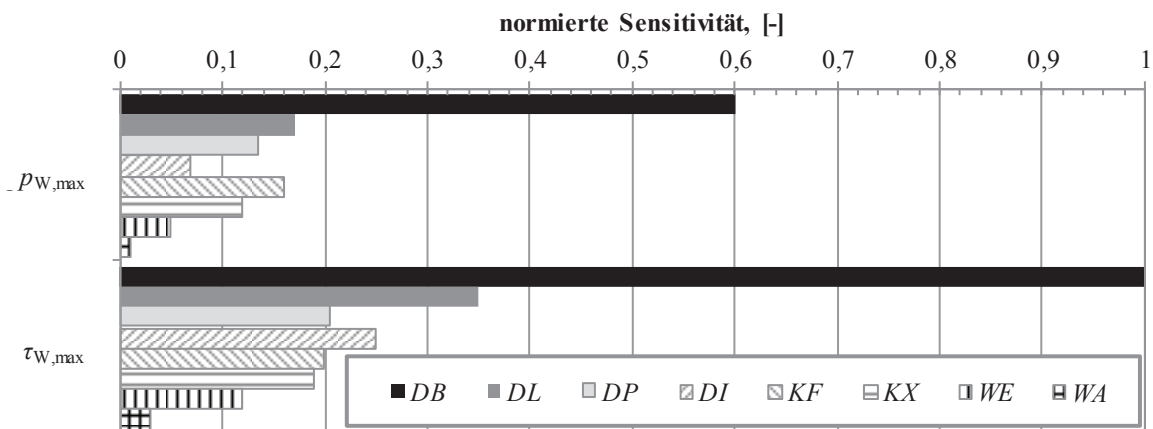


Bild 4-3 Normierte Sensitivitäten des maximalen Wanddrucks $p_{W,\max}$ und der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$ ermittelt mit Metamodellen vom Typ EBF

4.3.3 Deterministische Optima

Zur Charakterisierung des Zielfunktionsraums sind in Bild 4-4 die DOE-Ergebnisse aus Abschnitt 4.3.2 als Punktwolken in Abhängigkeit des Betrags der Aufdickung *DB* dargestellt. Der Minimalwert des maximalen Wanddrucks $p_{W,\max}$ wird, wie bei der vorhergehenden Untersuchung der Entwurfsvariablengruppen (s. Anhang 25d), im Bereich einer konstanten Dicke von 3 mm erreicht. Im Fall der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,\max}$ ergibt sich ein ähnlicher Trend (s. Bild 4-2d), wobei insbesondere bei niedrigeren Werten die Wandschubspannung schnell ansteigt. Von strömungsmechanischer Seite ist dies

durch die Beschleunigung der Schmelze im engeren Querschnitt zu erklären, was in höheren Werten resultiert. Der Anstieg bei größeren Wanddicken kann damit zusammenhängen, dass es durch Strömungsabrissse beim Querschnittsübergang zu höheren Werten kommen kann.

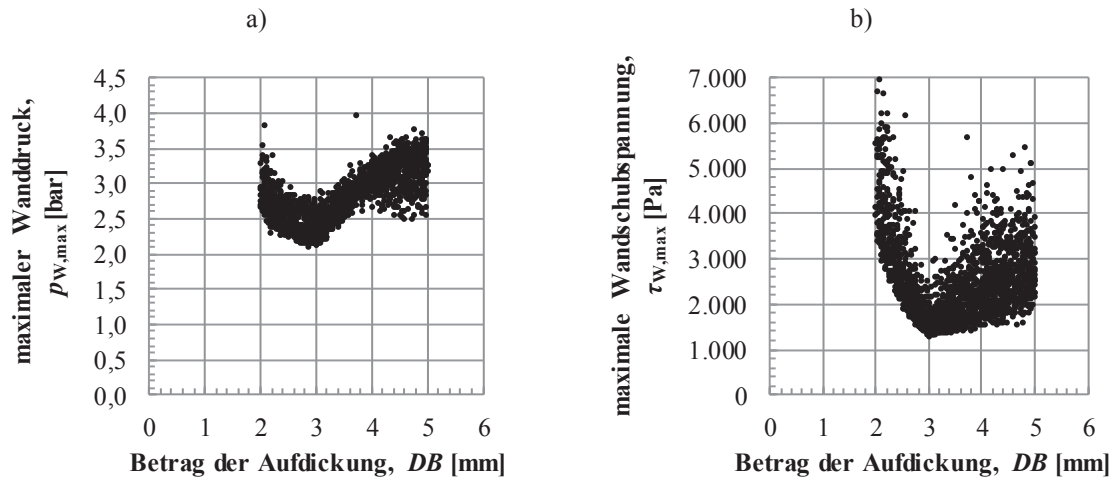


Bild 4-4 Verteilung der DOE-Ergebnisse im Zielfunktionsraum bei Variation aller Entwurfsvariablen gleichzeitig, a) maximaler Wanddruck $p_{W,max}$, b) maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, $N = 1.967$

In Tabelle 4-5 sind die zu den besten DOE-Ergebnissen gehörenden Werte der Entwurfsvariablen hinterlegt. Da der Basisentwurf U1 mit EM I nur angenähert werden kann, werden dafür keine Werte der Entwurfsvariablen angegeben.

Tabelle 4-5 Werte der Entwurfsvariablen an den entsprechenden deterministischen Optima bei Berücksichtigung aller Entwurfsvariablen

Untersuchung	WE [°]	WA [°]	KF [-]	KX [mm]	DB [mm]	DI [mm]	DL [mm]	DP [mm]	$p_{W,max}$ [bar]	$\tau_{W,max}$ [Pa]
Basisentwurf U1	-	-	-	-	-	-	-	-	2,23	1.551
Optimum $\tau_{W,max}$	1,0	1,0	0,5	25,0	3,0	5,0	10,0	20,0	2,17	1.304
Optimum $p_{W,max}$	1,05	7,9	0,53	27,9	2,86	5,48	22,7	12,6	2,10	1.566

Die aus den DOE-Ergebnissen abgeleiteten Metamodelle vom Typ EBF sind als Konturplots in Bild 4-5 dargestellt. Die Schnittebene erfolgt durch die jeweils besten DOE-Ergebnisse. Wie bei der Untersuchung der Entwurfsvariablen Gruppen werden auch hier unterschiedliche Optimierungsalgorithmen auf dem Metamodell der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ eingesetzt. Für den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ werden vergleichbare Trends erwartet. Neben *Evol* und *Pointer* wird der genetische Algorithmus MIGA angewendet mit 30 Eltern, 50 Kindern und 20 Generationen und es werden 30.000 Iterationen durchgeführt. Das damit ermittelte Optimum wird mit z^*_{MIGA} bezeichnet. Da die Optima außerhalb des dargestellten Schnitts liegen, werden die Ergebnisse in die Ebene projiziert und als graue Punkte dargestellt. Die Konfiguration der Entwürfe und die nachgerechneten Ergebnisse können Anhang 27 entnommen werden. Vergleichbar zu den vorhergegangenen Untersuchungen ergeben sich die besten Ergebnisse bereits aus der DOE. Das mit MIGA gefundene Optimum weist unphysikalische Werte auf und ist mit EM I nicht erstellbar.

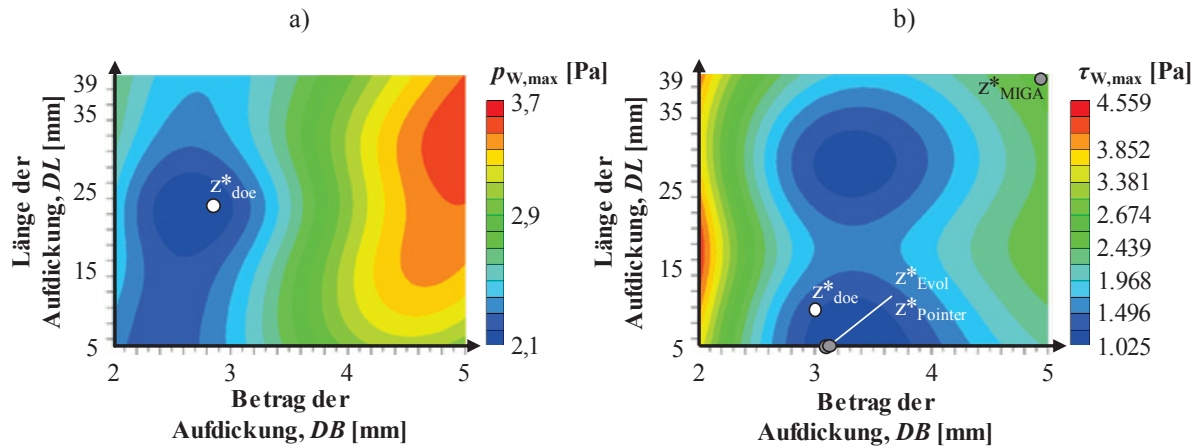


Bild 4-5 Konturplots von EBF-basierten Metamodellen von EM I durch das beste DOE-Ergebnis, für die Zielfunktionen a) des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ ($R^2_{PRESS} = 0,903$), b) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ ($R^2_{PRESS} = 0,782$)

Zusammenfassend stellen die in Tabelle 4-5 hinterlegten DOE-Ergebnisse die Minima der Zielfunktionen unter Berücksichtigung aller acht Entwurfsvariablen dar. Im Vergleich zu den Ergebnissen aus Tabelle 4-3 werden vergleichbare, aber marginal schlechtere Ergebnisse erzielt. Daraus kann geschlossen werden, dass keine intensive Wechselwirkung zwischen den Entwurfsvariablengruppen besteht.

Die besten Ergebnisse ergeben sich damit aus der vorhergehenden Untersuchung der Variablengruppe der lokalen Dickenänderung. Die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ kann mit einer geringfügigen Aufdickung um 0,13 mm reduziert werden und bietet 16 % Verbesserungspotenzial ggü. U1. Der maximale Wanddruck $p_{W,max}$ wird um 6 % durch eine geringe Dickenreduktion um 0,06 mm herabgesetzt. Beide Entwürfe weisen einen nichttechnischen Radius gemäß den Startwerten auf. Die Aufdickung bewirkt eine Verlangsamung der Schmelzegeschwindigkeit und damit eine Reduktion der Wandschubspannung, eine Dickenreduktion bewirkt eine höhere Flussgeschwindigkeit, aber dadurch einen niedrigeren Druck. Weder im Basis- noch in den Optimalentwürfen treten kritische Kavitationszahlen auf, daher wird darauf nicht näher eingegangen. In Bild 4-6 sind die entstehenden Entwürfe visualisiert.

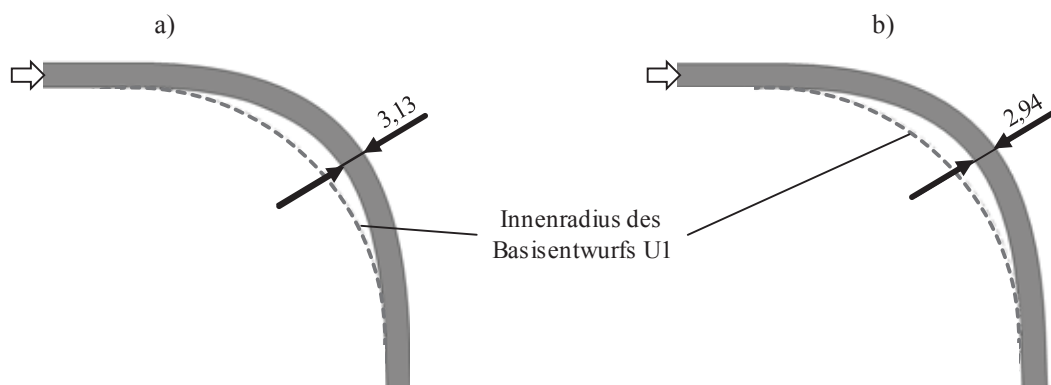


Bild 4-6 Entwürfe am deterministischen Optimum a) des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$, b) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, nach [Hag14]

An dieser Stelle sei zu bemerken, dass die vorgeschlagenen Geometrieänderungen bezüglich der Dicke gering ggü. üblichen Fertigungstoleranzen sind (vgl. Tabelle 2-6). Daher empfiehlt es sich bei weiterer Ausdetaillierung dieses Entwurfs eine Robustheitsanalyse durchzuführen, um die Umsetzbarkeit in der Realität sicherzustellen.

4.3.4 Mehrzielbetrachtung

Da die beiden betrachteten Zielfunktionen gegenläufig sind, ist in Bild 4-7 eine Mehrzielbetrachtung dargestellt. Beide gefundenen deterministischen Optima weisen bessere Werte für den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ als im Basisentwurf auf. Dafür hat der Optimalentwurf dieser Zielfunktion schlechtere Werte für $\tau_{W,max}$. Um einen einfachen Kompromiss zu finden, könnte es daher eine Lösung sein das Optimum der maximalen Wandschubspannung als gemeinsamen Kompromissentwurf zu wählen. Alternativ kann eine Lösung auf dem angenäherten *Pareto*-optimalen Rand ausgewählt werden.

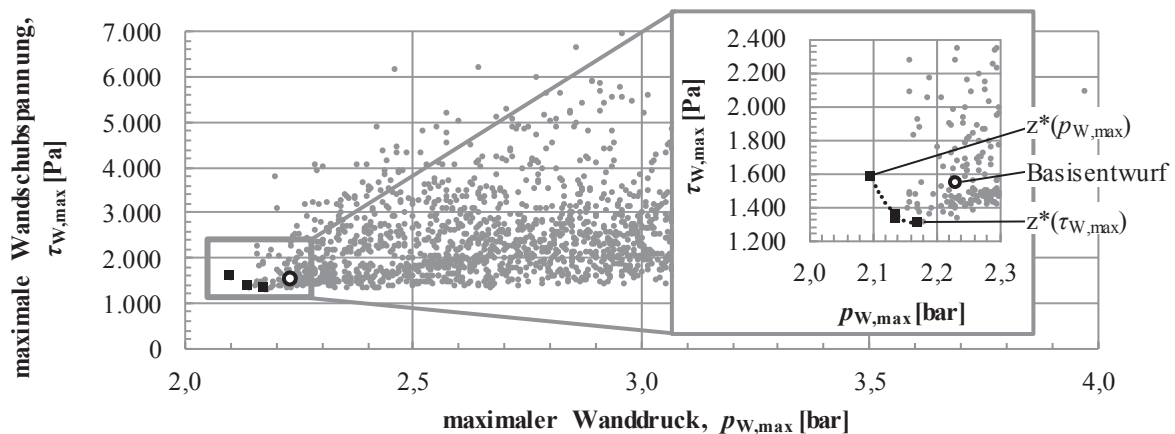


Bild 4-7 Mehrzielbetrachtung des maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ und der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, $N = 1.967$

4.4 Optimierung mit Entwurfsmodell II

Aufbauend auf den Erkenntnissen der Optimierung mit EM I sollen in diesem Abschnitt weitergehende Untersuchungen mit EM II durchgeführt werden, welches hinsichtlich des zur Verfügung stehenden Entwurfsraums und der -freiheitsgrade deutliche Unterschiede aufweist. Wie bei EM I wird ein DOE durchgeführt. Die damit erzeugten Daten werden in Abschnitt 4.4.1 hinsichtlich deren Korrelation analysiert und in Abschnitt 4.4.2 daraus die deterministischen Optima abgeleitet. Da EM II nur fünf Entwurfsvariablen aufweist, werden diese nicht weiter eingeschränkt. Um den gegenseitigen Einfluss der Zielfunktionen zu analysieren wird in Abschnitt 4.4.3 eine Mehrzieloptimierung mit unterschiedlichen Anströmgeschwindigkeiten durchgeführt und anschließend in Abschnitt 4.4.4 die Robustheit der Ergebnisse überprüft.

Bei den Untersuchungen von EM I konnte durch den Einsatz von Metamodellen kein besserer Entwurf als das beste DOE-Ergebnis gefunden werden. Um dieses Problem bei EM II zu umgehen, wird eine alternative Optimierungsstrategie gewählt. Zunächst wird ebenfalls ein

DOE durchgeführt, um den Entwurfsraum gesamtheitlich abzutasten und einen Entwurf im Bereich des globalen Optimums zu finden. Im zweiten Schritt wird ausgehend vom besten DOE-Ergebnis eine gradientenbasierte Optimierung auf Basis des SQP-Verfahrens durchgeführt. Konkret wird der Algorithmus vom Typ NLPQLP eingesetzt [Isi14].

4.4.1 Datenanalyse

In Tabelle 4-6 ist die Korrelationsmatrix der Entwurfsvariablen von EM II (vgl. Tabelle 3-2) und der Zielfunktionen dargestellt, als Datenbasis dienen 1.885 DOE-Ergebnisse. Hierdurch lassen sich lineare Zusammenhänge der Parameter feststellen, wobei Werte deren Betrag größer als $|\pm 0,6|$ ist, hervorgehoben werden.

Tabelle 4-6 Korrelationsmatrix der Entwurfsvariablen EM II mit den Zielfunktionen, für die Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15 \text{ m/s}$, $N = 1.885$

	<i>RA</i>	<i>SL</i>	<i>SB</i>	<i>DB</i>	<i>DP</i>	ζ	$p_{W,\max}$	$v_{W,\max}$	$\tau_{W,\max}$
Außenradius, <i>RA</i>	1,00								
Spline-Länge, <i>SL</i>	0,16	1,00							
Spline-Breite, <i>SB</i>	0,04	-0,04	1,00						
Betrag der Aufdickung, <i>DB</i>	-0,28	0,02	0,04	1,00					
Position der Aufdickung, <i>DP</i>	0,02	0,00	-0,02	0,04	1,00				
Druckverlustbeiwert, ζ	0,66	-0,08	-0,02	-0,32	-0,02	1,00			
maximaler Wanddruck, $p_{W,\max}$	0,67	-0,08	-0,02	-0,10	0,01	0,96	1,00		
maximale Wandgeschwindigkeit, $v_{W,\max}$	0,44	-0,02	-0,07	-0,43	-0,08	0,57	0,47	1,00	
maximale Wandschubspannung, $\tau_{W,\max}$	0,54	-0,03	-0,06	-0,55	-0,07	0,79	0,67	0,73	1,00

Die Entwurfsvariablen zeigen eine lineare Unabhängigkeit, wodurch hier keine redundanten Informationen auftreten. Der Außenradius *RA* hat den größten (linearen) Einfluss auf die Zielfunktionen, neben dem Betrag der lokalen Aufdickung *DB*. Bei der in [Hag14] durchgeführten Sensitivitätsanalyse zeigt *RA* den höchsten Wert, gefolgt von *SL* und *DB*. Hinsichtlich der Zielfunktionen ist wie bei EM I eine Korrelation zwischen der maximalen Wandgeschwindigkeit $v_{W,\max}$ und der -schubspannung $\tau_{W,\max}$ festzustellen, weshalb nur Letztere als Zielfunktion berücksichtigt wird. Darüber hinaus korreliert der maximale Wanddruck $p_{W,\max}$ mit dem Druckverlustbeiwert ζ , weshalb, wie zuvor, nur Ersterer berücksichtigt wird.

4.4.2 Deterministische Optima

In Bild 4-8 sind die 1.885 simulierten DOE-Ergebnisse über der sensitivsten Entwurfsvariable *RA* aufgetragen. Hierbei zeigt sich einerseits, dass im Bereich der Optima nur eine vergleichsweise geringe Streuung der Zielfunktionen vorliegt und lediglich im oberen Bereich der Entwurfsraumbegrenzung eine Auffächerung der Punktwolke zu beobachten ist. Andererseits liegt das Optimum der Variable *RA*, genau wie das der anderen Entwurfsvariablen, nicht an einer Entwurfsraumgrenze. Dies gibt einen Hinweis darauf, dass eine Erweiterung der Grenzen nicht zwangsläufig ein besseres Ergebnis bewirkt.

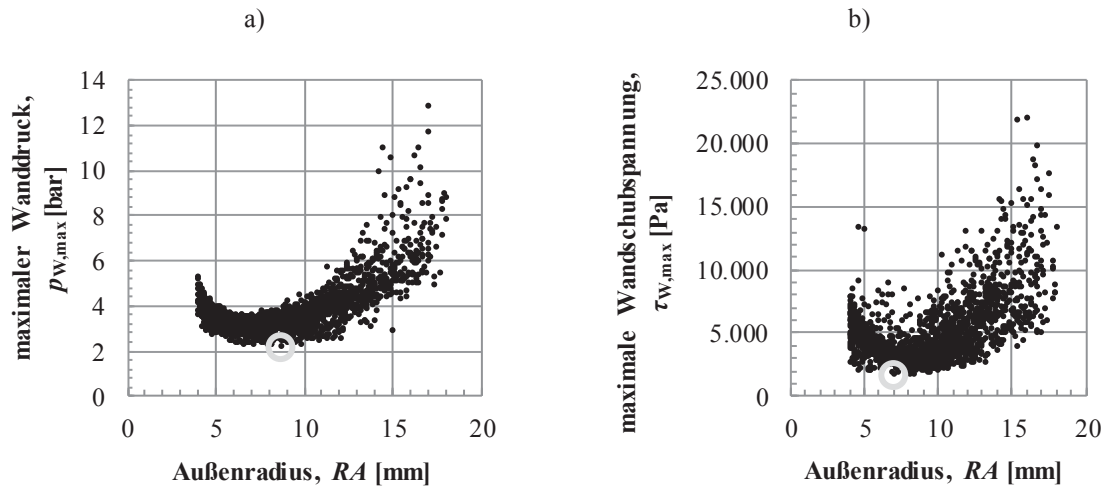


Bild 4-8 Darstellung der DOE-Ergebnisse von EM II mit einer Anströmgeschwindigkeit von $v_0 = 15$ m/s für a) den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ und b) die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, $N = 1.885$, nach [Hag14]

Das an den Optima durchgeführte SQP-Verfahren (Typ NLPQLP) wird mit einer absoluten bzw. relativen Schrittweite von 0,05 mm bzw. 1 %, definiert und erreicht nach ca. 25 Iterationen das Abbruchkriterium.

Die besten DOE-Ergebnisse und die Ergebnisse der anschließenden gradientenbasierten Optimierung sind dem Basisentwurf in Tabelle 4-7 gegenübergestellt. Mit den jeweiligen deterministischen Optima lassen sich Optimierungspotenziale von ca. 51 % bei der maximalen Wandschubspannung und rund 26 % beim maximalen Wanddruck realisieren. Wie auch schon bei EM I sind die deterministischen Optimalentwürfe gegenläufig, weshalb im Nachgang eine Mehrzieloptimierung durchgeführt wird.

Tabelle 4-7 Parameterausprägung der Optima der Zielfunktionen bei unterschiedlichen Optimierungsständen, Einlassgeschwindigkeit $v_0 = 15$ m/s

Variante	Zielfunktion	Ergebnis	RA [mm]	SB [mm]	SL [mm]	DB [mm]	DP [-]
Basis	$\tau_{W,max}$	3,42 kPa	6	6	10	3	0,5
	$p_{W,max}$	2,95 bar	6	6	10	3	0,5
bestes DOE-Ergebnis	$\tau_{W,max}$	1,75 kPa	7,1	2,3	13,1	4,1	0,11
	$p_{W,max}$	2,21 bar	8,7	6,1	13,8	2,2	0,17
NLPQLP zusätzlich	$\tau_{W,max}$	1,68 kPa	7,1	2,4	13,1	4,2	0,16
	$p_{W,max}$	2,17 bar	8,7	6,1	13,8	2,2	0,16

Die Optimalentwürfe sind nachfolgend in Bild 4-9 dargestellt. Im Gegensatz zu EM I sind bei den hier gefundenen Optima die Änderungen der Geometrie ggü. dem Basisentwurf sehr viel deutlicher. Auch bei üblichen Fertigungstoleranzen wird erwartet, dass diese Entwürfe bessere Ergebnisse als der Basisentwurf aufweisen, was jedoch in Abschnitt 4.4.4 ausführlicher betrachtet wird. Bei beiden Entwürfen zeigt sich der Vorteil der Entwurfsraumanpassung von EM II ggü. EM I, wodurch der Außenradius RA höhere Werte annehmen kann. Bemerkenswert ist jedoch, dass wider Erwarten jeweils nicht die Extremwerte gewählt werden. Dies gilt ebenfalls für den Betrag der lokalen Aufdickung DB , wodurch sich die Entwürfe voneinander unterscheiden. Zur Minimierung der Wandschubspannung wird eine Aufdickung um 1,1 mm empfohlen, während RA auf 7,1 mm vergrößert wird. Die möglichen Entformungsrichtungen werden durch diesen Entwurf nur geringfügig beeinflusst. Zur

Minimierung des Wanddrucks wird ein größerer Außenradius RA empfohlen, was zur Einschränkung der Entformungsrichtungen führt. Gleichzeitig wird der Querschnitt lokal um 0,8 mm reduziert. Dieser Entwurf erinnert auch an eine von *Küppers* vorgestellte Form (s. Abschnitt 2.2.4).

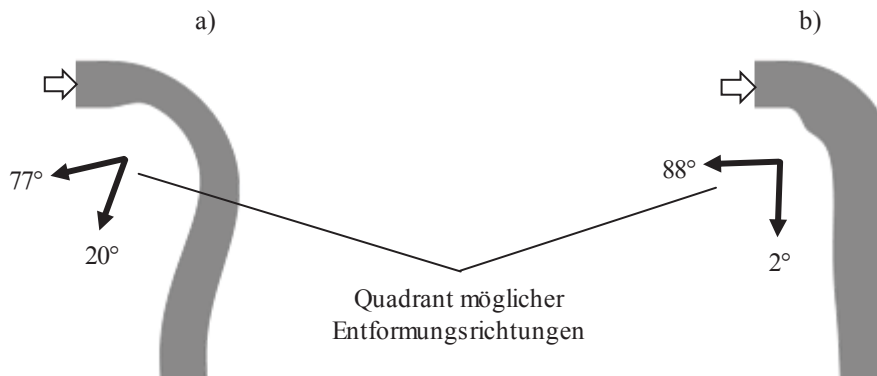


Bild 4-9 Deterministische Optima zur Minimierung a) des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und b) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, nach [Hag14] [Mau15]

Um die Ursache der unterschiedlichen Optima zu verstehen, sind in Bild 4-10 zunächst die Geschwindigkeits- und Druckfelder am Optimum des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ dargestellt. Durch die Querschnittsreduktion wird die Strömung beschleunigt, wodurch der Druck in diesem Bereich großflächig reduziert wird. Im Hinblick auf die Kavitationszahl Ka ist dieser Entwurf allerdings nachteilig, wie Anhang 28 entnommen werden kann. Der niedrige Druck bewirkt eine ausgeprägte Zone mit niedrigen Kavitationszahlen und damit eine hohe Auftretenswahrscheinlichkeit dieser Defekte. Beim Basisentwurf ist dieser Effekt schwächer ausgeprägt und beim Optimum der Wandschubspannung am geringsten.

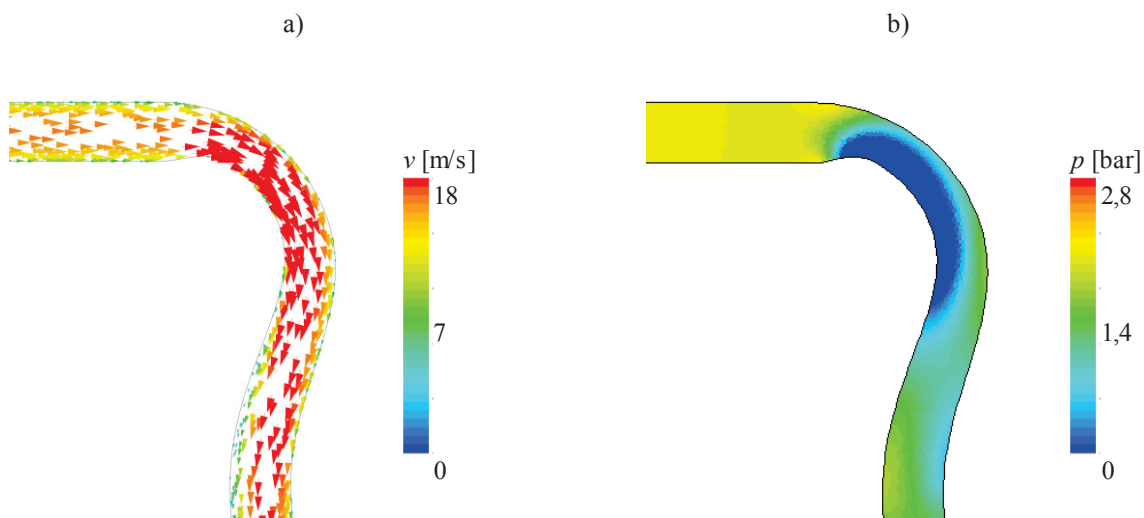


Bild 4-10 Darstellung des a) Geschwindigkeits- und b) Druckfelds am deterministischen Optimum des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$, nach [Hag14]

Bild 4-11 zeigt die entsprechenden Strömungsfelder am Entwurf der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$. Durch die Aufdickung wird die Strömung abgebremst, wodurch die maximale Wandgeschwindigkeit $v_{W,max}$ reduziert wird. Da diese mit der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ korreliert, kann so die Reduktion der Zielfunktion erklärt werden. Durch die lokale Aufdickung entsteht allerdings auch ein Totwassergebiet, das zu einer

Einwirbelung von Defekten führen könnte. Die abrupte Querschnittsänderung lässt darauf schließen, dass die Verbreiterung so weit vor der Umlenkung als möglich beginnen sollte. Dies ist allerdings wegen der geometrischen Einschränkungen in diesem Bereich im Entwurfsmodell unterbunden worden (s. Abschnitt 3.1.2.2).

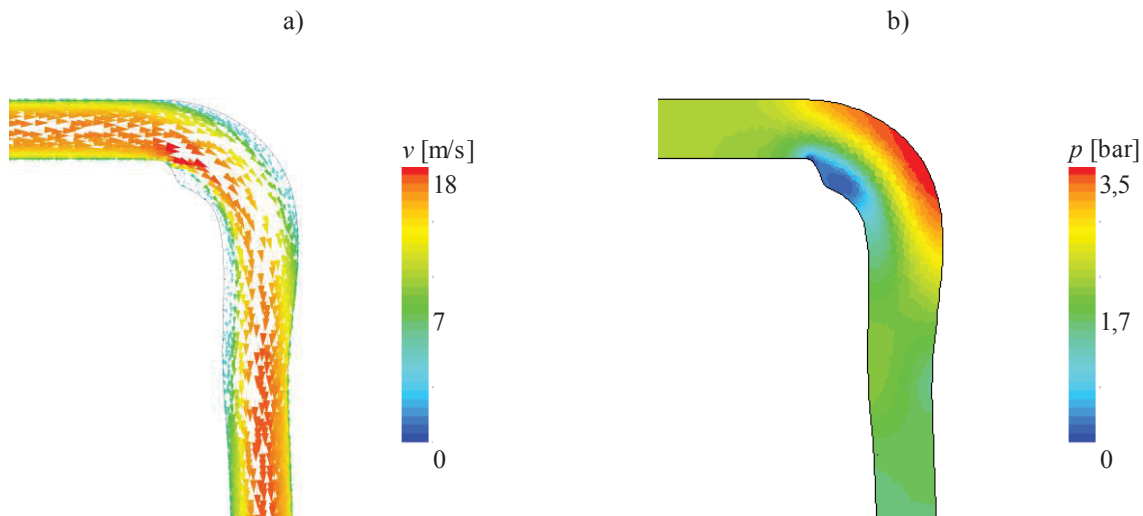


Bild 4-11 Darstellung des a) Geschwindigkeits- und b) Druckfelds am deterministischen Optimum der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, nach [Hag14]

4.4.3 Mehrzielbetrachtung

Um eine Kompromisslösung aus den beiden gegenläufigen Zielfunktionen zu generieren wird auf Basis der durchgeführten DOE eine Mehrzieloptimierung mit einer Anströmgeschwindigkeit von $v_0 = 15 \text{ m/s}$ durchgeführt. In Bild 4-12 sind die dabei entstehenden *Pareto*-optimalen Punkte dargestellt, an denen sich eine Zielfunktion nicht weiter verbessern lässt, ohne eine andere zu verschlechtern.

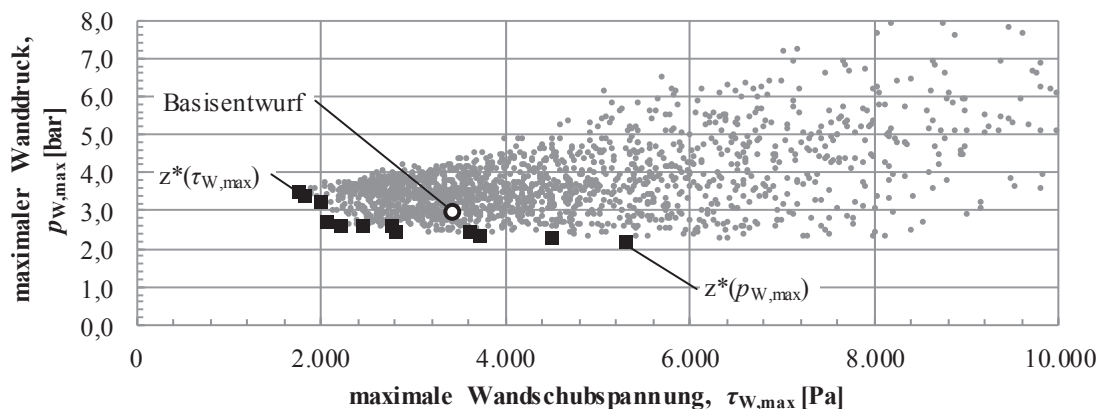


Bild 4-12 Darstellung des Lösungsraums mit deterministischen Optima, Basisentwurf und *Pareto*-optimalen Punkten, $N = 1.885$, nach [Hag14] [Mau15]

Was direkt abgeleitet werden kann ist, dass, wie auch schon zuvor bemerkt, die Wandschubspannung, relativ gesehen, deutlich stärker streut als der Wanddruck. Dadurch ändert sich ab einem Wert von $\tau_{W,max} \approx 2.400 \text{ Pa}$ die Zielfunktion des Wanddrucks nur noch

geringfügig. Sofern durch spätere Untersuchungen konkretere Informationen über das Schädigungspotenzial der jeweiligen Zielfunktionen bekannt werden, könnte eine entsprechend maßgeschneiderte Lösung aus dieser Untersuchung extrahiert werden. Alternativ kann geprüft werden, inwiefern eine kombinierte Kenngröße die sich aus beiden Zielfunktionen zusammensetzt, wie bspw. eine Vergleichsspannung, das Mehrzielproblem aufhebt. Erste Untersuchungen dazu können [Hag14] entnommen werden.

In Bild 4-13 ist ein möglicher Kompromissentwurf beider Zielfunktionen dargestellt. Um diesen zu erhalten, werden beide Zielfunktionen normiert und dann zusammengezählt. Die entstehende summierte gemeinsame Zielfunktion geht von einem gleichen Schädigungspotenzial der Wandschubspannung und des Wanddrucks aus. Die dargestellte Form stellt den Entwurf mit dem kleinsten zusammengefassten Schädigungspotenzial aller DOE-Ergebnisse dar.

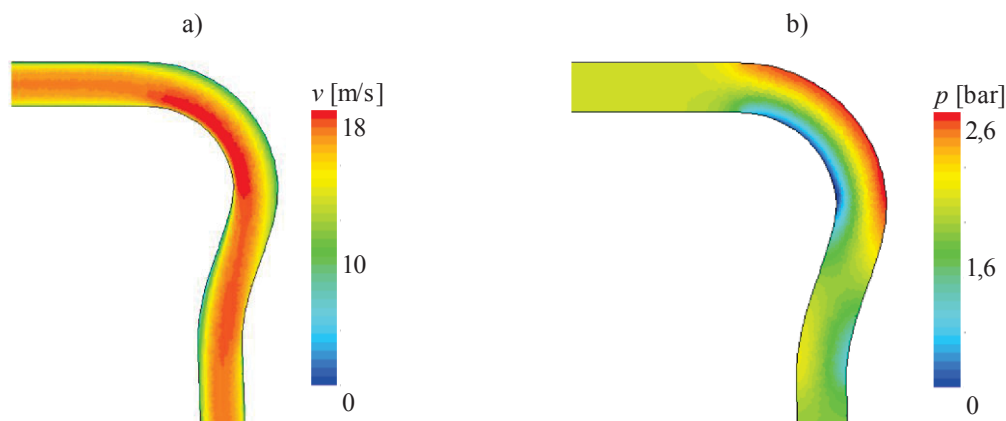


Bild 4-13 Kompromissentwurf mit gleichgewichteten Zielfunktionen bei $v_0 = 15$ m/s, a) Druckfeld, b) Geschwindigkeitsfeld, nach [Hag14]

Bei diesem Entwurf wird keine Veränderung des Querschnitts vorgesehen, während der Außenradius weiter vergrößert wird auf $RA = 8$ mm. Dadurch stellt sich ein maximaler Wanddruck $p_{w,max} \approx 2,69$ bar und eine maximale Wandschubspannung von $\tau_{w,max} \approx 2.067$ Pa ein. Des Weiteren tritt praktisch keine Kavitation mehr auf. Die Ausprägung der Entwurfsvariablen ist in Tabelle 4-8 hinterlegt.

Tabelle 4-8 Werte der Zielfunktionen und der Entwurfsvariablen des Kompromissentwurfs bei $v_0 = 15$ m/s

$\tau_{w,max}$ [Pa]	$p_{w,max}$ [bar]	RA [mm]	SB [mm]	SL [mm]	DB [mm]	DP [-]
2.067	2,69	8,9	7	12,6	3	0,49

Im nächsten Schritt wird der Einfluss der Anströmgeschwindigkeit v_0 auf die Zielfunktionen geprüft. Hierfür werden neben der bisherigen Geschwindigkeit von 15 m/s die Niveaus von 5, 40, 55 und 70 m/s simuliert. Für jede dieser Geschwindigkeiten wird ein erneuter DOE durchgeführt, mit jeweils ca. 830 Funktionsaufrufen. Wie bisher werden die besten Ergebnisse als jeweilige Optima der Zielfunktionen gewertet. In Bild 4-14 sind die *Pareto*-optimalen Punkte dargestellt, wobei der jeweilige Basisentwurf grau eingefärbt ist. Die zugehörigen besten DOE-Ergebnisse der beiden Zielfunktionen sowie die Visualisierung der Entwürfe ist in Anhang 29 und Anhang 30 hinterlegt.

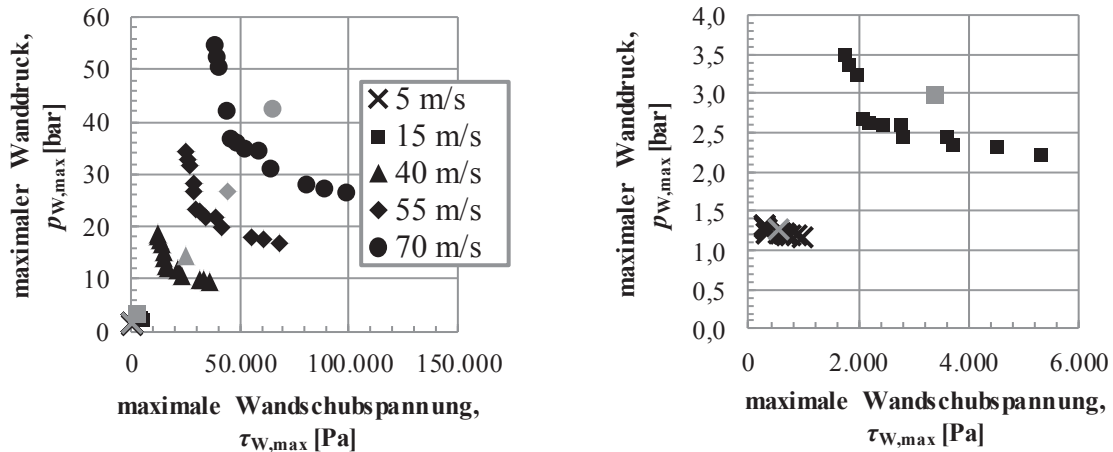


Bild 4-14 *Pareto-optimale Lösungen für verschiedene Anströmgeschwindigkeiten, jeweils $n \approx 850$, bei $v_0 = 15$ m/s beträgt $N = 1.885$, nach [Hag14] [Mau15]*

Das Ergebnis dieser Untersuchung ist, dass die Gestalt der *Pareto*-optimalen Lösungsfront jeweils vergleichbar ist und sich erwartungsgemäß (vgl. Bild 3-13) zunehmend in Richtung höherer Werte verschiebt. Bemerkenswert ist jedoch, dass sich die geometrische Ausprägung der Entwürfe hinsichtlich des maximalen Wanddrucks praktisch kaum ändert. Im Fall der maximalen Wandschubspannung tritt dagegen, neben einer Vergrößerung des Außenradius bei höheren Geschwindigkeiten, auch eine Verschiebung der Aufdickung in Richtung des Auslasses auf. Damit zeigt sich, dass ein für $v_0 = 15$ m/s entwickeltes Optimum des Wanddrucks im gesamten bei der Fertigung auftretenden Geschwindigkeitsfeld zielführend sein kann. Bei hohen Anströmgeschwindigkeiten und dem damit höchsten Schädigungspotenzial nähern sich der Entwurf zur Minimierung der Wandschubspannung dem des Wanddrucks einander an. Daher verspricht ein dortiger Kompromissentwurf zielführend für eine globale Reduktion des Formverschleißes zu sein.

4.4.4 Robustheitsbewertung

In diesem Abschnitt soll mit Hilfe von Robustheitsuntersuchungen ermittelt werden, wie stochastische Effekte die entwickelten deterministischen Optima beeinflussen. Es wird überprüft, ob kleine Streuungen der Eingangsgrößen eine große Streuung der Ausgangsgrößen eines Entwurfs bewirkt. In diesem Fall liegt ein nicht-dissipatives System vor. Sofern die Ausgangsstreuungen kleiner als die Eingangsstreuungen sind, ist das System dissipativ. Zur Bewertung der Robustheit werden die streuenden Ergebnisse an den Basis- und Optimalentwürfen miteinander verglichen. Hierbei ist es insbesondere von Interesse, ob stochastische Effekte dazu führen können, dass ein Optimalentwurf schlechtere Ergebnisse als der Basisentwurf aufweist.

Um Ein- und Ausgangsstreuungen besser miteinander vergleichen zu können, wird u. a. der Variationskoeffizient v_s herangezogen, der aus dem Quotienten der Standardabweichung s_s und dem arithmetischen Mittelwert μ gebildet wird [Har08]:

$$v_s = \frac{s_s}{\mu} \cdot 100 \% \quad (4-1)$$

4.4.4.1 Ermittlung typischer Streuungen der Einflussparameter

Für die Robustheitsuntersuchungen wird im Rahmen dieser Arbeit der Streuungseinfluss der Geometrie, der Materialeigenschaften und der Anströmgeschwindigkeit untersucht. Eine vergleichbare Streuungsuntersuchung, wie in [Vos11], zieht dagegen thermische Parameter, wie die Wärmeleitfähigkeit oder die Kokillentemperatur heran. Diese Einflussgrößen sind jedoch für die hier durchgeführten isothermen Simulationen nicht anwendbar. Die in [Vos11] gestreuten mechanischen Eigenschaften sind entsprechend über das Materialverteilungsmodell aus Abschnitt 3.3 abgedeckt.

Geometrie

Ausgehend von den Allgemeintoleranzen (s. Abschnitt 2.2.5) wird die geometrische Streuung der Nennmaße auf $\pm 0,7$ mm und die der Dicken auf $\pm 0,65$ mm festgelegt. Hierbei wird diese exemplarisch auf die in Tabelle 3-2 dargestellten Entwurfsvariablen angewendet, welche im Rahmen der Robustheitsuntersuchungen als geometrische Einflussparameter bezeichnet werden. Um die Toleranzen auf stochastische Referenzgrößen umzurechnen, wird vereinfacht angenommen, dass die Toleranz der dreifachen Standardabweichung s_s entspricht, welche eine Auftretenswahrscheinlichkeit von 99,73 % aufweist. In Tabelle 4-9 sind die für die geometrischen Einflussparameter gewählten Standardabweichungen hinterlegt. Da die Mittelwerte μ der einzelnen Einflussparameter je nach Entwurf variieren, sind auch die entsprechenden Variationskoeffizienten variabel und liegen zwischen $v_s \approx 1,5$ und 10 %.

Tabelle 4-9 Standardabweichungen der geometrischen Einflussparameter

Einflussparameter	Toleranz $\approx 3 \cdot s_s$	Standardabweichung s_s
Außenradius, RA [mm]	$\pm 0,7$	0,233
Spline-Länge, SL [mm]	$\pm 0,7$	0,233
Spline-Breite, SB [mm]	$\pm 0,7$	0,233
Betrag der Aufdickung, DB [mm]	$\pm 0,65$	0,217
Position der Aufdickung, DP [-]	$\pm 0,03$	0,01

Materialparameter

Hinsichtlich der Materialparameter sind im isothermen Fall die Dichte ρ und die dynamische Viskosität μ_D die wesentlichsten Einflussparameter. Um die Anzahl der Einflussparameter allerdings nicht zu stark ansteigen zu lassen, soll auf eine der Größen fokussiert werden. Hierbei werden Werte aus Tabelle 3-4 mit denen aus [Dua13] für die Legierung AlSi7Mg verglichen (Tabelle 4-10). Mit Kombinationen dieser Werte werden quasistationäre Strömungssimulationen an der Umlenkung U2 mit der Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15$ m/s durchgeführt, deren Ergebnisse in Bild 4-15 dargestellt sind.

Tabelle 4-10 Materialkennwerte der Legierung AlSi7Mg nach unterschiedlichen Quellen

	Quelle	Wert	Mittelwert μ	Standardabweichung s_s	Variationskoeffizient v_s
ρ [kg/m ³]	Tabelle 3-4	2.500	2.434,5	~ 22	0,9 %
	[Dua13]	2.369			
μ_D [mPa·s]	Tabelle 3-4	1,5	1,2	$\sim 0,1$	8,3 %
	[Dua13]	0,9			

Es zeigt sich, dass relativ gesehen beide Materialkennwerte einen ähnlichen Einfluss auf die Zielfunktionen haben. In Anbetracht der Tatsache, dass die Materialkennwerte der Dichte dabei deutlich geringer als die der Viskosität variiert wurden, wird ersterer Einflussparameter aufgrund der höheren Sensitivität gewählt. Darüber hinaus entspricht die Streuung zwischen den unterschiedlichen Literaturangaben in etwa der Dichteabweichung, die einer Abkühlung um ca. 50 K auf die Liquidustemperatur entspricht (vgl. [Gal04]).

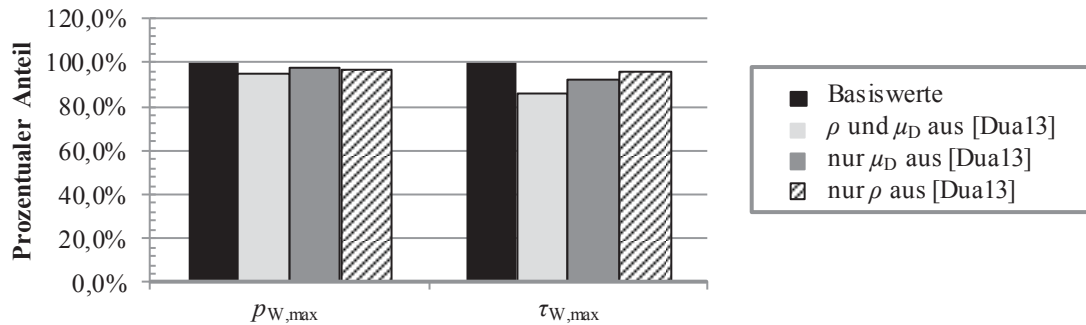


Bild 4-15 Einfluss unterschiedlicher Materialkennwerte der dynamischen Viskosität μ_D und Dichte ρ der Legierung AlSi7Mg auf die Zielgrößen der Umlenkung U2 bei $v_0 = 15$ m/s

Anströmgeschwindigkeit

In Abschnitt 4.4.3 wurden bereits deterministische Optima mit unterschiedlichen nominalen Anströmgeschwindigkeiten vorgestellt. In diesem Abschnitt soll dagegen exemplarisch der stochastische Einfluss auf die Zielfunktionen aufgrund von Streuungen der Maschinenparameter vorgestellt werden. Um typische Streuungen zu ermitteln, werden die von den Maschinen dokumentierten Messschriebe ausgewertet. Zunächst werden die Daten der in [Mau11] untersuchten Sitzschale im *Thixomolding*-Verfahren herangezogen, welche auch die versuchstechnische Basis für das Materialverteilungsmodell aus Abschnitt 3.3 bildet. Es zeigt sich, dass die Formfüllzeit der in Charge 1 hergestellten Bauteile mit einem Variationskoeffizienten von $v_s \approx 0,5\%$ um einen Mittelwert von ~ 54 ms streuen. Dieser Variationskoeffizient wird vereinfacht direkt auf die Anströmgeschwindigkeit v_0 übertragen. Ergänzend werden für ein großflächiges Kaltkammerdruckgussteil die Streuungen der zweiten Kolbenvorschubphase ausgewertet. Hierbei beträgt $v_s \approx 1,56\%$ und der Mittelwert 3,56 m/s. Vereinfachend wird auch hier eine lineare Korrelation zwischen Kolben- und Anströmgeschwindigkeit angenommen. In Tabelle 4-11 sind die für die Robustheitsuntersuchung herangezogenen Werte hinterlegt.

Tabelle 4-11 Streuung der Anströmgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Fertigungsverfahrens

Fertigungstechnik	Quelle	Mittelwert μ	Standardabweichung s_s	Variationskoeffizient v_s
<i>Thixomolding</i>	[Mau11]	15 m/s	0,075 m/s	0,5 %
Kaltkammerdruckguss	[Jor14]	15 m/s	0,236 m/s	1,57 %

4.4.4.2 Robustheitsanalyse der deterministischen Optima

Zur Robustheitsanalyse werden zunächst die Einflussparametergruppen getrennt voneinander an den deterministischen Optima überprüft. Danach wird die sich jeweils ausbildende Streuung der Zielfunktionswerte mit denen des Basisentwurfs verglichen. Die nicht gestreuten Einflussparameter entsprechen denen des deterministischen Optimums. Danach werden alle gleichzeitig gestreut, um die gesamtheitliche Auswirkung festzustellen und die wesentlichste Einflussparametergruppe zu ermitteln. Programmseitig wird die Streuung mit Hilfe einer *Monte-Carlo-Simulation* (s. [Har08]) mit 100-200 Funktionsaufrufen umgesetzt.

Geometrische Streuungen

In Bild 4-16 ist die Auswirkung der Streuung der geometrischen Entwurfsparameter auf die Zielfunktionen des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ dargestellt. Die Werte werden jeweils am Basisentwurf und den deterministischen Optima dargestellt. Die Auftragung der Punktwolken erfolgt über dem geometrischen Einflussparameter des Betrags der Dicke DB .

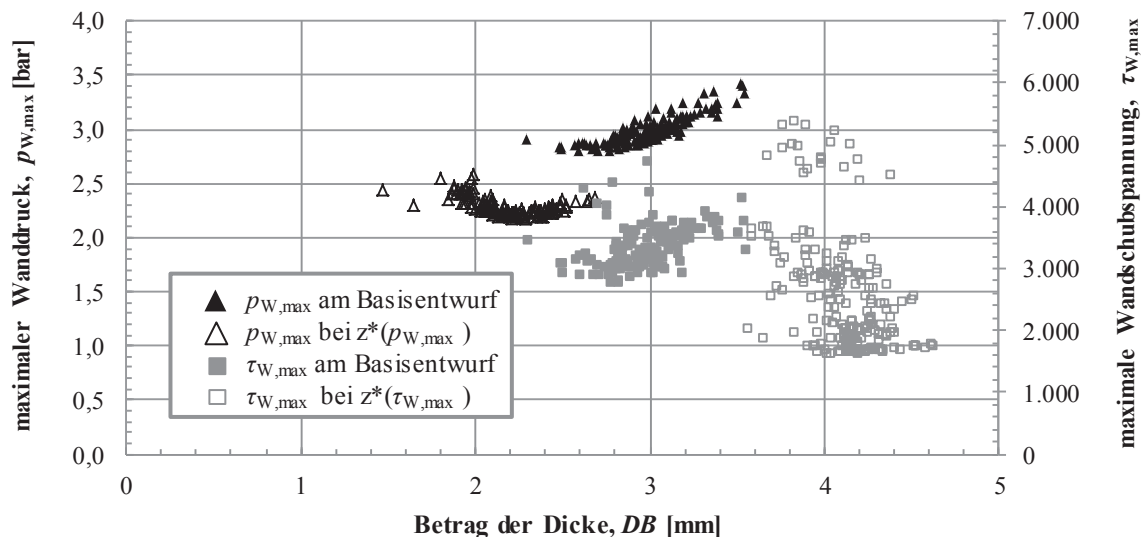


Bild 4-16 Streuung der Zielfunktionswerte für die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ bei streuenden geometrischen Einflussparametern, aufgetragen über DB jeweils für den Basisentwurf U2 und deren deterministische Optima

Hinsichtlich des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ zeigt sich, dass die Streuung und damit Robustheit der Zielfunktionswerte am deterministischen Optimum vergleichbar mit der am Basisentwurf ist und so gering ist, dass alle Werte unter denen des Basisentwurfs liegen. Damit ist zu erwarten, dass das ausgewiesene Optimierungspotenzial auch bei einer Streuung der geometrischen Einflussparameter erreichbar ist. Dies bestätigt sich auch bei der Überprüfung der Histogrammverteilung der Werte in Bild 4-17a. Zudem ist hieraus ersichtlich, dass die Häufung der Werte im Bereich von ca. 2,25 bar auftritt, was nahe am gefundenen Optimum mit 2,17 bar liegt.

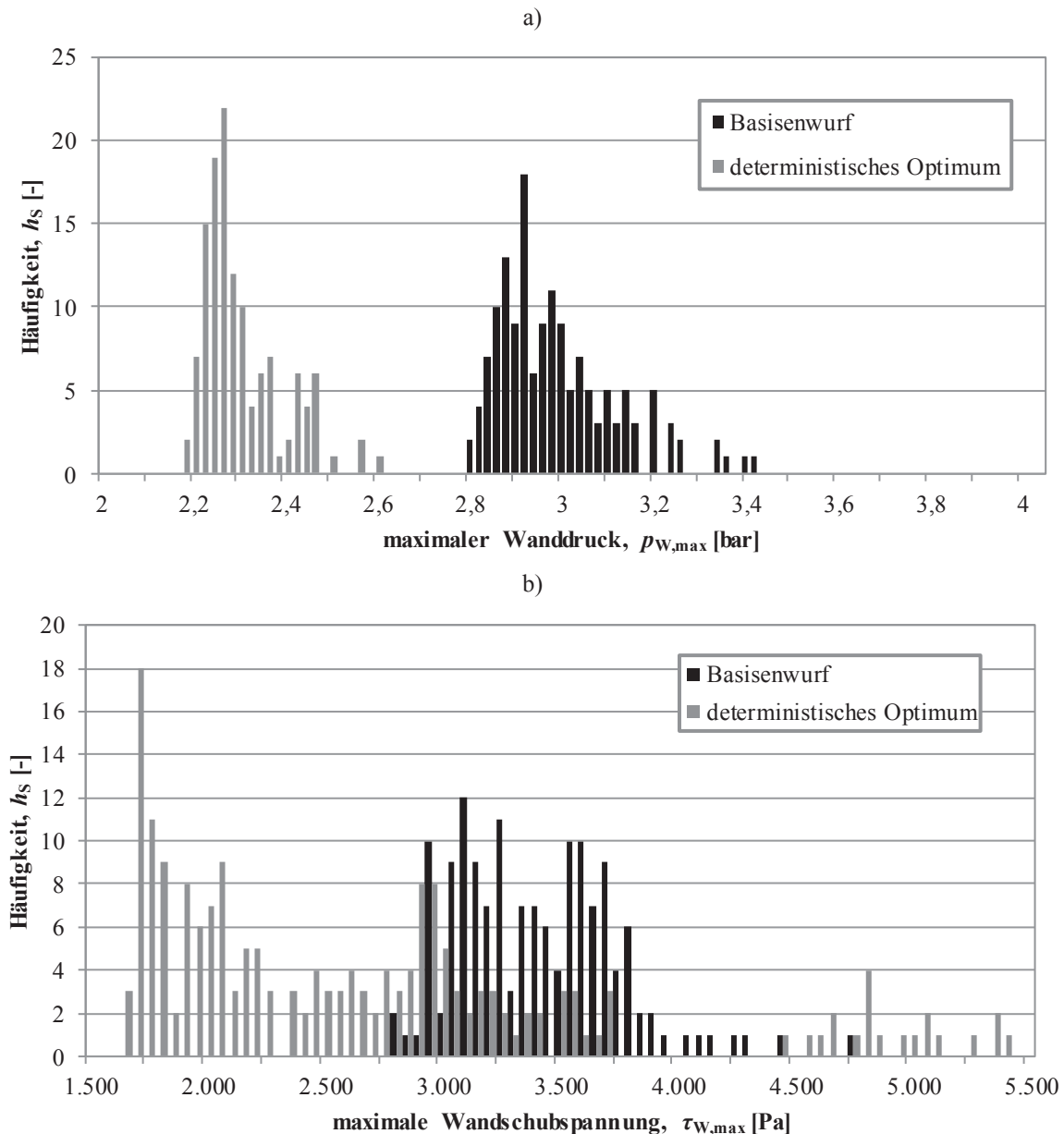


Bild 4-17 Verteilung der Zielfunktionen des a) maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und b) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ am Basisentwurf U2 und den jeweiligen deterministischen Optima bei Streuung der geometrischen Einflussparameter

Die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ weist eine höhere Streuung am deterministischen Optimum als am Basisentwurf auf, was sowohl aus Bild 4-16 als auch der Histogrammdarstellung in Bild 4-17b entnommen werden kann. Damit ist das deterministische Optimum weniger robust als der Basisentwurf und zudem bewirkt diese Streuung, dass einige Werte mit dem Basisentwurf überlappen bzw. oberhalb liegen. Hervorzuheben ist jedoch, dass die Häufung der Werte der Zielfunktion im Bereich von 1.750 Pa liegt und damit die Möglichkeit geringer Verschleißkennwerte gegeben ist. Die verstärkte Streuung der Werte kann auf eine, ggü. des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$, höhere Sensitivität der Zielfunktion bezüglich der Geometrie hinweisen. Durch lokale Schwankungen der Netzqualität können daher bei einzelnen Entwürfen überhöhte Werte berechnet werden. Geht man vereinfacht davon aus, dass das Umlenkungsprofil sich im Verlauf der Werkzeugstandzeit aufgrund von

Auswaschungen gleichmäßig über die Tiefe verändert, so erhöhen sich dadurch tendenziell der Radius (RA) und die Dicke (DB). Ersterer Effekt hat dabei keine direkt erkennbare Auswirkung auf die Zielfunktionen (vgl. Anhang 31), Letzterer bewirkt tendenziell eine Reduktion der Wandschubspannung in Richtung des deterministischen Optimums (vgl. Bild 4-16).

In Anhang 33a sind die Variationskoeffizienten der geometrischen Eingangsparameter und Zielfunktionen dargestellt. Es fällt zunächst auf, dass die Werte der Eingangsparameter unterschiedliche Variationskoeffizienten aufweisen, sowohl was den betrachteten Entwurf als auch den einzelnen geometrischen Einflussparameter angehen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass diese zwar die gleiche Standardabweichung, aber nicht den gleichen Mittelwert aufweisen. Darüber hinaus bewirkt die diskrete Anzahl von Stützstellen der *Monte-Carlo*-Simulation geringfügige Abweichungen. Bildet man vereinfacht den Mittelwert der geometrischen Variationskoeffizienten und vergleicht diesen mit dem bei $p_{W,max}$, so bewirken die Eingangsstreuungen keine Verstärkung der Streuung der Zielfunktion. Bei der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ stellt sich dagegen ein verstärkender Effekt ein, wodurch ein nicht-dissipatives System vorliegt.

Streuung der Materialeigenschaften und der Anströmgeschwindigkeit

Die Streuung der Dichte und der Geschwindigkeit bewirken jeweils nur eine schwache, nahezu quasilineare Veränderung des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$. Eine entsprechende Streudarstellung ist in Anhang 32 hinterlegt. Hinsichtlich der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ tritt ein vergleichbarer Effekt auf. Daher bewirken die deterministischen Optima auch bei Berücksichtigung dieser Streuungen in den betrachteten Fällen eine Verbesserung der Zielfunktionen.

Im Hinblick auf die Variationskoeffizienten, die in Anhang 33b & c hinterlegt sind, ist zu bemerken, dass das System sich dissipativ bei Streuung der Dichte für beide Zielfunktionen verhält. Im Fall der Anströmgeschwindigkeit sind Ein- und Ausgangsstreuungen vergleichbar. Dieser Trend hält auch an, wenn die Eingangsstreuung von ca. $v_s \approx 0,5\%$ auf $v_s \approx 1,57\%$ erhöht wird. Bei der Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ tritt eine Verstärkung der Streuung sowohl am Basisentwurf als auch am deterministischen Optimum auf.

Streuung aller Einflussparameter

Werden alle Einflussparameter gestreut, ergeben sich Punktwolken (Anhang 34), die mit der rein geometrischen Streuung in Bild 4-16 vergleichbar sind. Der Grund hierfür ist der deutlich höhere Streuanteil der geometrischen Einflussparameter ggü. den anderen Parametern. Dieser Effekt ist auch im Histogramm ersichtlich, das in Anhang 35 hinterlegt ist.

Werden auch hier die Ein- und Ausgangsstreuungen verglichen, wie in Bild 4-18 visualisiert, so sind auch hier die zuvor gezogenen Schlüsse weitestgehend übertragbar. Es wird davon ausgegangen, dass der größte Teil der Ausgangsstreuung von den geometrischen Einflussparametern bestimmt wird, während die Streuung der Geschwindigkeit und der Dichte eine untergeordnete Rolle spielen.

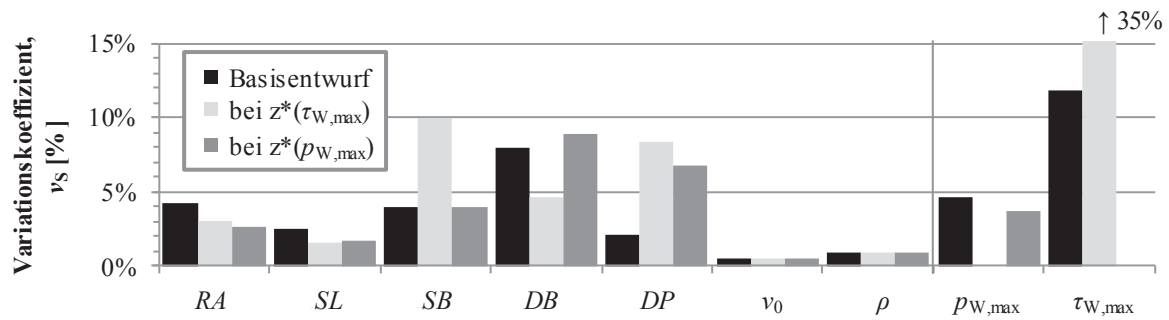


Bild 4-18 Einfluss der Streuung aller Einflussparametergruppen auf die Zielfunktionen, jeweils am Basisentwurf und den zugehörigen deterministischen Optima der Zielfunktionen

4.4.4.3 Bewertung der globalen Robustheit

Um eine Einschätzung der Robustheit der deterministischen Optima ggü. geometrischen Streuungen im gesamten Ergebnisraum zu erhalten, sei auf Bild 4-8 verwiesen. Die dort entwickelte Punktwolke des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ zeigt im Bereich des deterministischen Optimums eine vergleichbar geringe Streuung, während diese v. a. an der oberen Entwurfsraumgrenze stark ansteigt. Im Fall der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ ist ein vergleichbarer Trend erkennbar. Um zusätzlich den Einfluss der Anströmgeschwindigkeit v_0 zu analysieren sind in Bild 4-19 die Punktwolken des DOE mit variierteter Geschwindigkeit abgebildet. Für beide Zielfunktionen zeigt sich, dass erhöhte Werte sowohl zu stärkeren verschleißbedingenden Effekten als auch deutlich erhöhter Streuung der Werte führen.

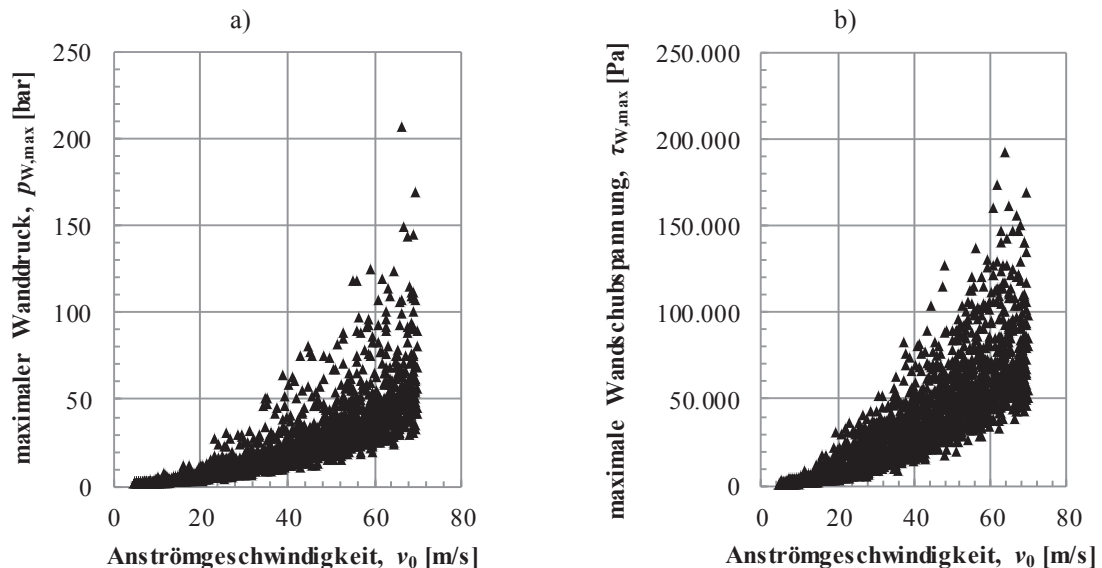


Bild 4-19 Streuung a) des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und b) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$, bei Streuung der geometrischen Einflussparameter und globaler Streuung der Anströmgeschwindigkeit v_0 , $N = 2.285$, nach [Hag14]

4.5 Diskussion der Ergebnisse

In Bild 4-20 sind die Optimierungsergebnisse dieses Abschnitts dargestellt. Die Basisentwürfe und Entwurfsmodelle sind in Abschnitt 3.1.3 beschrieben. Während Basisentwurf U1 mit einem Innenradius von $r_1 = 30$ mm einen vergleichsweise großen Bauraum einnimmt, entspricht U2 mit $r_1 = 3$ mm einem üblichen Mindestradius. Die zugehörigen Entwurfsmodelle EM I und EM II erlauben beide eine Minimierung der Zielfunktionen, wobei generell festzuhalten ist, dass erwartungsgemäß mit einem größeren Bauraum auch absolut gesehen niedrigere Werte der Zielfunktionen erreicht werden können.

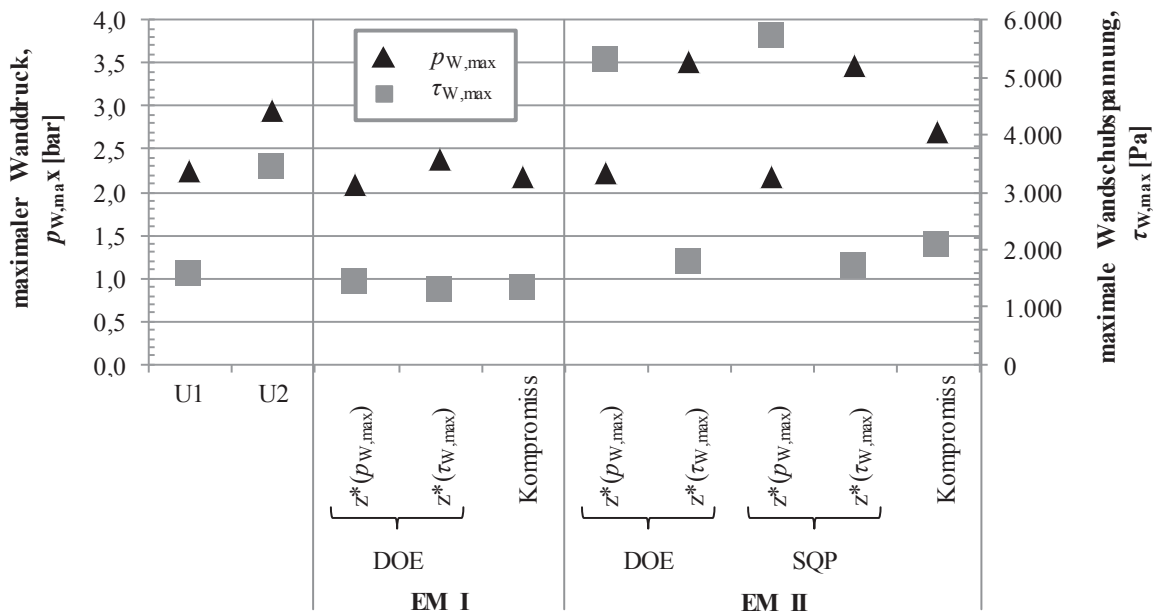


Bild 4-20 Basis- und Optimierungsergebnisse von EM I und EM II, aufgetragen über den jeweiligen Basis- und Optimalentwürfen, bei einer Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15$ m/s

Die deterministischen Optima von EM I ergeben sich aus der Untersuchung einzelner Entwurfsvariablengruppen (vgl. Tabelle 4-3). Da die Zielfunktionen jedoch gegenläufig sind, muss ein Kompromissentwurf aus beiden entwickelt werden (Abschnitt 4.3.4), wobei das Optimum der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ aus Tabelle 4-5 gewählt wird. Dieser Entwurf ergibt sich bei Betrachtung aller Entwurfsvariablen und weist ggü. dem Basisentwurf ein Optimierungspotenzial von $\tau_{W,max}$ um ca. 16 % und des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ von rund 2,6 % auf. Ggü. den einzeln ermittelten deterministischen Optima von EM I ist dieser Entwurf $\Delta p_{W,max} = 0,1$ bar bzw. $\Delta \tau_{W,max} = 23$ Pa schlechter. Die geometrischen Anpassungen des Optimalentwurfs konzentrieren sich im Wesentlichen auf eine nicht-technische Krümmung des Radius. Die Änderung der übrigen Entwurfsvariablen sind angesichts üblicher Fertigungstoleranzen jedoch eher zu vernachlässigen.

Auch bei EM II lassen sich die Zielfunktionen ggü. U2 deutlich reduzieren. Hierbei sind auch im Gegensatz zu EM I die geometrischen Änderungen sehr viel deutlicher (vgl. Tabelle 4-7). Die besten DOE-Ergebnisse lassen sich mit einer entsprechenden gradientenbasierten Optimierung noch zusätzlich reduzieren. Hierbei fällt auf, dass die Werte der jeweils anderen Zielfunktion an den deterministischen Optima schlechter ausfallen als im Basisentwurf. Dadurch muss, wie auch bei EM I, eine entsprechende Mehrzielbetrachtung durchgeführt

werden (Abschnitt 4.4.3). Der Kompromissentwurf ergibt sich durch die normierte Gleichgewichtung der Zielfunktionen und bietet ggü. U2 ein Optimierungspotenzial von rund 9 % hinsichtlich $p_{W,max}$ und von 39,6 % bei $\tau_{W,max}$. Bei einzelner Betrachtung der deterministischen Optima betragen die Werte 26 % bzw. 51 %. Der Entwurf zur Minimierung von $p_{W,max}$ ähnelt dem Kompromissentwurf und erinnert an die von Küppers (Bild 2-5) entwickelten Geometrien. Die Profilform zur Reduktion der Wandschubspannung ist dagegen bislang unbekannt. Bei höheren Anströmgeschwindigkeiten verändert sich dieses Optimum im Gegensatz zu dem des maximalen Wanddrucks, was in Anhang 30 dargestellt ist.

Die Erkenntnisse der Robustheitsanalyse von EM II können mit Bild 4-21 zusammengefasst werden. Hier sind die jeweiligen Mittelwerte mit zugehörigen Standardabweichungen der Zielfunktionen an den Basisentwürfen und den zugehörigen deterministischen Optima dargestellt. Da die Mittelwerte aus der Summe aller *Monte-Carlo*-Simulationen gebildet werden, ergeben sich geringfügige Abweichungen gegenüber den Nominalwerten der deterministischen Optima. Insgesamt zeigt sich, dass die geometrische Streuung die stärkste Ausprägung aller Einflussparameter aufweist. Die Werte der Zielfunktion des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ ist auch unter Streuungseinfluss durchgängig deutlich unterhalb der Werte des Basisentwurfs. Damit ist das Optimierungspotenzial auch bei streuenden Randbedingungen realisierbar. Im Fall der Wandschubspannung zeigt sich ein ausgeprägter Geometrieinfluss, der zu einer Verstärkung der Streuung führt. Zu bemerken ist jedoch, dass die Mehrzahl der berechneten Entwürfe besser als der Basisentwurf ist.

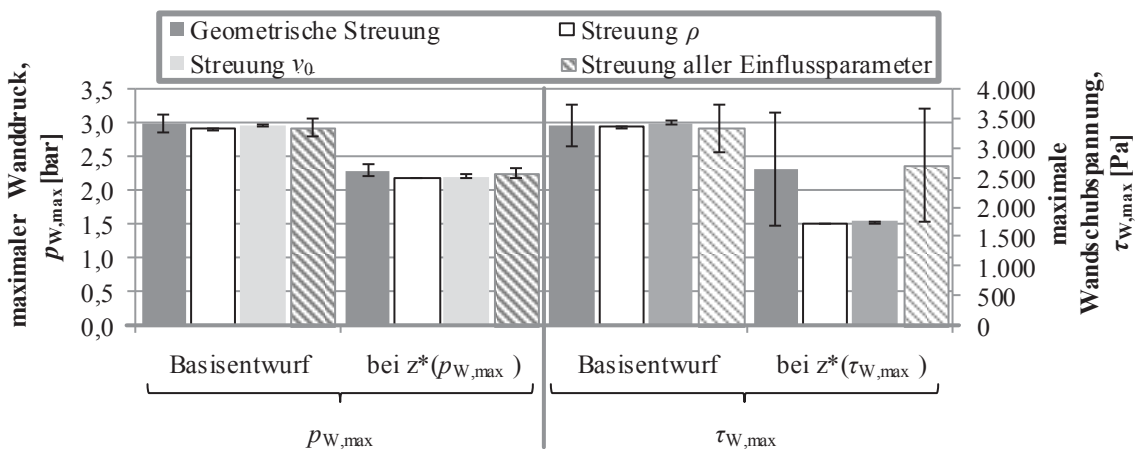


Bild 4-21 Mittelwerte mit Standardabweichungen der Zielfunktionen an U2 und den entsprechenden deterministischen Optima von EM II bei Streuung unterschiedlicher Einflussparameter

Relativ gesehen lassen sich durch die Freiheitsgrade von EM II größere Optimierungspotenziale als bei EM I erschließen. Dabei lassen sich im stark reduzierten Bauraum sogar Werte unterhalb derer von U1 erzielen. Generell muss bemerkt werden, dass bei ausreichend vorhandenem Bauraum dieser auch zur Bildung eines Übergangs im Stil des Optimums von EM I genutzt werden sollte, um verschleißverursachende Kenngrößen optimal zu reduzieren.

5 Optimierung der Rippe

Wie bei der in Kapitel 4 betrachteten Umlenkung wird auch bei der Rippe zunächst mit einem Versuchsplan (DOE) der Entwurfs- und Ergebnisraum untersucht. Zur Bestimmung der Optima werden Metamodelle genutzt. Als Optimierungssystem wird ebenfalls *Isight* verwendet. Da auch das mechanische Beanspruchungsvermögen optimiert wird, handelt es sich um ein multidisziplinäres Optimierungsproblem. Die dafür genutzte Optimierungsstrategie wird in Abschnitt 5.1 und die dabei genutzten Ziel- und Restriktionsfunktionen in Abschnitt 5.2 erläutert. Im anschließenden Abschnitt 5.3 werden die Optimierungsergebnisse der strömungs- und strukturmechanischen Zielfunktionen vorgestellt. Neben der Ermittlung der deterministischen Optima werden ergänzend Mehrzielbetrachtungen und Robustheitsanalysen durchgeführt. Zuletzt werden in Abschnitt 5.4 die Ergebnisse diskutiert. In die vorgestellte Prozesskette und Ergebnisse fließen die in [Jun14], [Sch14b] und [Hag14] erarbeiteten Erkenntnisse mit ein.

5.1 Optimierungsstrategie und -prozesskette

In Bild 5-1 ist die für die multidisziplinäre Optimierung der Rippe genutzte Prozesskette dargestellt. Diese baut auf der für die Umlenkung genutzten auf, wobei weitere Analyseprogramme mit einbezogen werden.

Zunächst werden die in Abschnitt 3.1.3 vorgestellten geometrischen Entwurfsvariablen mit Hilfe eines *Optimal Latin Hypercube* Versuchsplans (DOE) systematisch variiert, um den Entwurfsraum flächendeckend abzutasten. Die Geometrieangepassung erfolgt mit CATIA V5, wobei das ausgegebene Modell hinsichtlich verschiedener geometrischer Restriktionen geprüft wird. Sofern diese nicht erfüllt werden, wird der Entwurf für ungültig erklärt und nicht weiter verwendet.

Liegt ein gültiges Modell vor, wird es an *STAR-CCM+* zur Strömungsberechnung und an *ANSA* zur Erstellung des Strukturnetzes übergeben. Neben der Ausgabe von skalaren Ziel- und Restriktionsfunktionswerten werden Lufteinschlussinformationen aus dem Strömungsfeld auf das generierte Strukturnetz *gemappt*, um in den nächsten Schritten bei der Strukturberechnung berücksichtigt zu werden.

Sofern die gestellten strömungsmechanischen Restriktionen erfüllt sind, erfolgt die Umrechnung der simulierten Lufteinschlüsse auf lokale mechanische Eigenschaften, die bei der Strukturberechnung mit *LS-Dyna* berücksichtigt werden.

Die ermittelte Beanspruchbarkeit und die skalaren Strömungsberechnungsergebnisse werden in die Zielfunktionsmatrix eingetragen, bis alle N Entwürfe aus dem Versuchsplan abgearbeitet sind. Diese Werte werden zunächst auf deren Verteilung hin analysiert, Zusammenhänge abgeleitet und Metamodelle erstellt. Daraus können entsprechende deterministische Optima abgeleitet werden. Zuletzt wird ergänzend eine Robustheitsanalyse durchgeführt.

Wie auch schon bei der Optimierung der Umlenkung wird bei dieser Prozesskette wieder auf der Methodik aus [PAG14b] aufgesetzt.

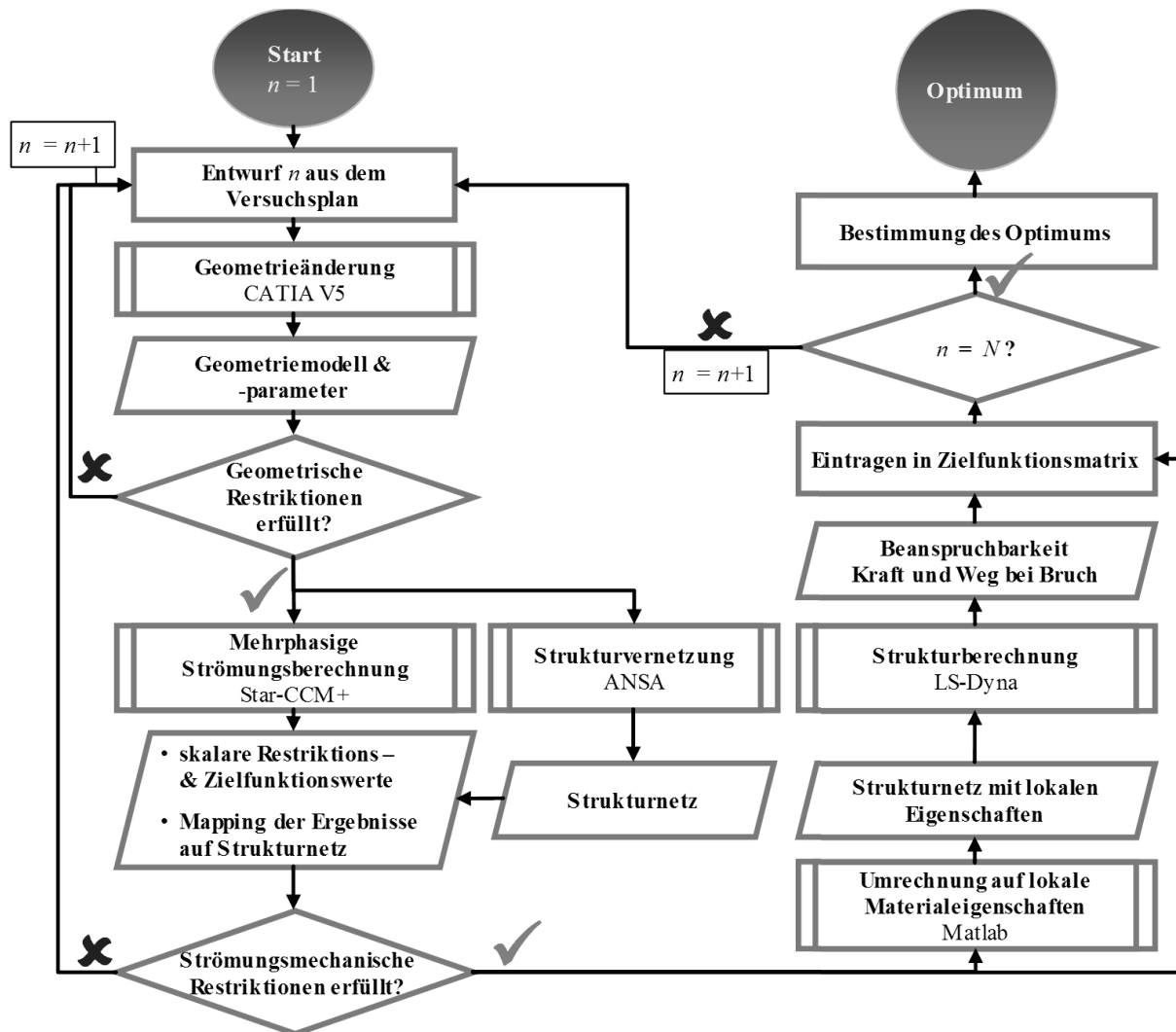


Bild 5-1 Multidisziplinäre Optimierungsprozesskette der Rippe

5.2 Ziel- und Restriktionsfunktionen

Das Hauptziel der Rippenoptimierung ist die Erhöhung der Beanspruchbarkeit durch geometrische Maßnahmen. Wie in Abschnitt 3.2.5 bereits ausgeführt wird erwartet, dass durch entsprechende Entwürfe gleichzeitig der Verschleiß bzw. die entstehenden Defekte vergrößert werden. Da zur Optimierung ein Versuchsplan eingesetzt wird und bei jedem (gültigen) Funktionsaufruf alle Zielfunktionen berechnet werden, kann im Nachhinein eine Mehrzieloptimierung durchgeführt werden. Um die Wirtschaftlichkeit der Optimierung zu steigern, werden dennoch verschiedene Restriktionen der Zielfunktion angesetzt, um extreme Geometrievarianten und zu starken Verschleiß einzuschränken.

5.2.1 Restriktionsfunktionen

Die eindimensionalen Restriktionen der Entwurfsvariablen können Tabelle 3-3 entnommen werden. Da durch die mehrdimensionale Wechselwirkung jedoch weiterhin ungültige Entwürfe auftreten können, werden aus dem Bereich der Rippenwurzel Geometrieparameter ausgelesen (Bild 5-2) und mit den dafür getroffenen Restriktionen verglichen. Zur Sicherstellung, dass eine Mindestwanddicke von 2 mm nicht unterschritten wird, wird t_{\min} überprüft. Um demgegenüber auch Materialanhäufungen zu vermeiden, werden d_{\max} und t_{\max} ausgelesen und durch die Grundwanddicke $t = 3$ mm dividiert. Auf diese Weise wird der maximale *Heuversfaktor* $h_{H,\max}$ angenähert, wobei maximal ein Wert von 1,85 zulässig ist, der damit unter dem Wert von R1 liegt. Darüber hinaus wird die maximale Querschnittsfläche auf 200 mm² beschränkt, was knapp oberhalb der Fläche der Standardrippe R1 liegt. Durch diese Maßnahmen kann sichergestellt werden, dass die gefundenen Entwürfe ein vergleichbares Gewicht aufweisen und maximal eine vergleichbare Neigung zu schwindungsbedingten Defekten haben wie die Restriktionsgeometrien R1-R4 aus Bild 3-8. Da die Höhe der Rippe konstant ist (s. Abschnitt 3.1.3.2) ist zudem eine vergleichbare Steifigkeit sichergestellt.

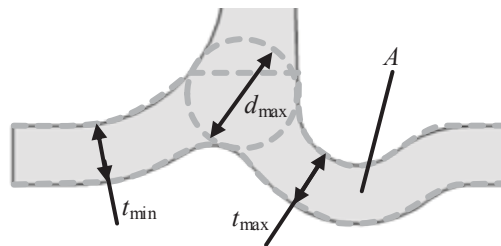


Bild 5-2 Restringierte geometrische Parameter, visualisiert am Beispiel von R4

In der Strömungsberechnung wird der maximal auftretende Wanddruck $p_{W,\max,tmax}$ (vgl. Bild 3-23) restringiert. Hierbei wird ein maximaler Wert von 8,3 bar festgelegt, was 10 % unter dem bei Basisentwurf R3 auftretenden Wanddruck von 9,2 bar liegt (vgl. Tabelle 3-8). Auf diese Weise soll sichergestellt werden, dass durch Druckspitzen verursachte Verschleißeffekte in den gefundenen Entwürfen weniger intensiv ausgeprägt sind als in den Basisentwürfen. Die getroffenen Restriktionen sind nochmals in Tabelle 5-1 zusammengefasst.

Tabelle 5-1 Übersicht über die getroffenen geometrischen und strömungsmechanischen Restriktionen

Restriktion		Einheit		Wert
maximaler (angenäherter) <i>Heuversfaktor</i>	$h_{H,\max}$	[-]	<	1,85
minimale Wanddicke	t_{\min}	[mm]	>	2,0
Projektionsfläche	A	[mm ²]	<	200
maximaler Wanddruck	$p_{W,\max,tmax}$	[bar]	≤	8,3

Weitere strömungsmechanische Restriktionen werden nicht getroffen, da nur eingeschränkte Informationen über die in Abschnitt 3.2.5 neu generierten Funktionen, insbesondere bei variabler Geometrie, vorliegen. Im Fall der Wandschubspannung bzw. dem Druckverlustbeiwert liegen zwar Erfahrungen von der Optimierung der Umlenkung vor, jedoch hat sich dabei im ersten Fall eine starke Abhängigkeit von lokalen Geometrieeffekten gezeigt. Letztere Zielfunktion wird im Nachgang überprüft, um keine zu starke Einschränkung der Entwurfsfreiheit vorzunehmen. Auf diese Weise wird die Gefahr umgangen schon nach der

Strömungsberechnung zu viele Entwürfe auszuschließen. Stattdessen werden alle Ziel- und auch Restriktionsfunktionen in der Mehrzieloptimierung betrachtet.

5.2.2 Zielfunktionen

Die Zielfunktionen der mehrphasigen Strömungsberechnung lassen sich in drei Gruppen einteilen (s. Abschnitt 3.2.5). Die wesentlichste Gruppe ist die der lokal verbleibenden Defekte, welche durch die Simulation der Lufteinschlüsse abgedeckt wird und in der Strukturberechnung berücksichtigt wird. Die zweite Gruppe dient zur Charakterisierung des Verschleißes in der Rippe und die dritte Gruppe betrachtet Defekte, welche in der Rippe entstehen und das Bauteil- und Verschleißverhalten auch hinter der Rippe beeinflussen. Als Legierung findet MgAl6Mn (AM60) Anwendung. Die Beanspruchbarkeit wird mit dem in Abschnitt 3.3.4 dargestellten Dreipunktbiegebelastfall berechnet. Hierzu werden die Bruchkraft und der Verfahrweg der Walzen bis zum Bruch herangezogen.

5.2.3 Zusammenfassung

In Tabelle 5-2 sind alle bei der multidisziplinären Optimierung betrachteten Ziel- und Restriktionsfunktionen aufgelistet. Mit den geometrischen Kenngrößen wird sichergestellt, dass das Profil keine zu großen Materialanhäufungen oder Materialschwächungen aufweist. Die primäre Zielfunktion der Rippe ist die Maximierung der mechanischen Beanspruchbarkeit, die am ausführlichsten betrachtet wird. Aufgrund der starken Abhängigkeit dieser von den Lufteinschlüssen, werden auch diese verstärkt betrachtet. Den übrigen Zielfunktionen wird eine sekundäre Bedeutung zugeordnet, diese werden vor allem im Rahmen der Mehrzieloptimierung untersucht. Wie zuvor erläutert wird lediglich der maximale Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ restringiert. Die Werte der Ziel- und Restriktionsfunktionen, die die Basisentwürfe R1-R4 der Rippe annehmen, können Bild 3-8 und Tabelle 3-8 entnommen werden.

Tabelle 5-2 Übersicht über die bei der multidisziplinären Optimierung berücksichtigten Ziel- und Restriktionsfunktionen

	Ziel- bzw. Restriktionsfunktion	Zielfunktion		restringiert
		primär	sekundär	
Geometrie	maximaler <i>Heuversfaktor</i> $h_{H,max}$			X
	minimale Wanddicke $t_{W,min}$			X
	Projektionsfläche A			X
lokal verbleibende Defekte	korrigierter mittlerer Lufteinschluss $f_{g, kor, med}$		X	
	maximaler korrigierter Lufteinschluss $f_{g, kor, max}$		X	
	maximaler gewichteter Lufteinschluss $f_{g, gew, max}$		X	
lokale Formverschleißeffekte	maximaler Wanddruck $p_{W,max,tmax}$		X	X
	maximaler quasistationärer Wanddruck $p_{W,max}$		X	
	maximales Brandrisspotenzial Br		X	
Zielfunktionen mit globaler Auswirkung	<i>Weberzahl</i> We		X	
	Kavitationszahl Ka		X	
	quasistationärer Druckverlustbeiwert, ζ		X	
Beanspruchbarkeit	Bruchkraft F_b	X		
	Weg bis Bruch l_b	X		

5.3 Multidisziplinäre Optimierung

Wie in Abschnitt 5.1 erläutert, wird ein Versuchsplan (DOE) nach dem *Optimal-Latin-Hypercube*-Verfahren eingesetzt. Insgesamt werden damit 746 gültige Entwürfe gefunden, die die gestellten Restriktionen einhalten. In den nachfolgenden Abschnitten wird mit diesen Stützpunkten zunächst eine Datenanalyse durchgeführt (Abschnitt 5.3.1), um die Sensitivitäten der Entwurfsvariablen und die Korrelation mit den Zielfunktionen festzustellen. Zur Ableitung der deterministischen Optima wird die Verteilung der DOE-Punktwolke der Zielfunktionen im Lösungsraum analysiert (Abschnitt 5.3.2). Damit sollen das globale Verhalten der Zielfunktionen und die Plausibilität der nachfolgend daraus abgeleiteten Metamodelle geprüft werden. Mit diesen werden danach die deterministischen Optima bestimmt (Abschnitt 5.3.3). Mögliche Zielkonflikte ggü. der primären Zielfunktion der Beanspruchbarkeit werden im Rahmen einer Mehrzielbetrachtung in Abschnitt 5.3.4 untersucht. Zuletzt wird in Abschnitt 5.3.5 die Robustheit analysiert.

5.3.1 Datenanalyse und Sensitivitäten

In Bild 5-3 sind die Sensitivitäten der Entwurfsvariablen (vgl. Tabelle 3-3) bezüglich der wesentlichsten Zielfunktionen dargestellt. Die Werte werden hier mit Hilfe der Mittelung der lokalen Gradienten im gesamten Entwurfsraum berechnet. Um Größeneinflüsse auszuschließen werden sowohl die Entwurfsvariablen als auch die Zielfunktionen normiert.

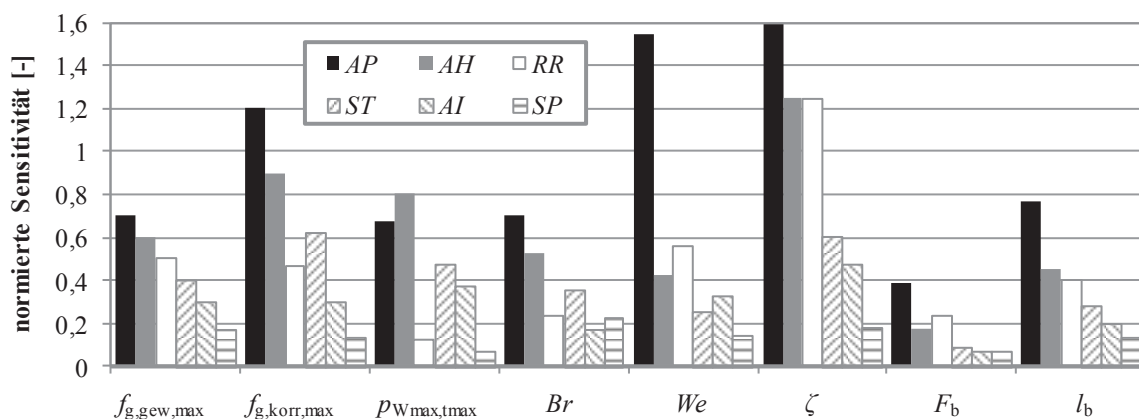


Bild 5-3 Normierte Sensitivitäten der Zielfunktionen bezüglich der Entwurfsvariablen, ermittelt mit Orthogonalen Polynomen 2. Grades (s. Abschnitt 5.3.3), $N = 746$

Für fast alle Zielfunktionen sind die Anhebungsposition AP , deren Höhe AH und der rechte Radius RR die Entwurfsvariablen mit der größten Sensitivität. Während es im Fall von AH klar ist, dass dies einen starken Einfluss auf die Zielfunktion haben muss, ist der Grund für die hohe Sensitivität von AP und RR weniger offensichtlich. Um dies weitergehend zu analysieren wird eine lineare Regressionsanalyse durchgeführt. Die in Tabelle 5-3 dargestellten Korrelationskoeffizienten beschreiben dabei das Maß, wie stark zwei Variablen miteinander linear korrelieren [Har08]. An dieser Stelle sind die Werte hervorgehoben, die $|0,3|$ überschreiten.

Hierbei zeigt sich, dass AP mit RR , AH und AI (Anhebungsentensität) korreliert. Gleichzeitig tritt keine Korrelation mit den Zielfunktionen auf. Dadurch liegt die Vermutung nahe, dass bei einer Änderung von AP zur Erfüllung der geometrischen Restriktionen auch die anderen Variablen verändert werden müssen, wodurch es insgesamt zu starken Auswirkungen auf die Geometrie und damit den Ergebnissen kommt. Ähnliches wird hinsichtlich des Radius RR vermutet.

Tabelle 5-3 Korrelationsmatrix der Entwurfsvariablen mit den Ziel- und Restriktionsfunktionen

	RR	ST	SP	AH	AI	AP	$f_{g, \text{korr, med}}$	$f_{g, \text{gew, max}}$	$f_{g, \text{korr, max}}$	Br	$p_{W, \text{max, tmax}}$	$p_{W, \text{max}}$	ζ	We	Ka	l_b	F_b
Rechter Radius (RR)	1,00																
Senkentiefe (ST)	-0,03	1,00															
Senkenposition (SP)	-0,16	0,00	1,00														
Anhebungshöhe (AH)	0,49	0,23	0,14	1,00													
Anh. Intensität (AI)	0,01	-0,02	0,09	-0,02	1,00												
Anh. Position (AP)	0,52	0,20	0,11	0,31	0,34	1,00											
$f_{g, \text{korr, med}}$	0,04	-0,06	0,05	0,15	0,08	0,03	1,00										
$f_{g, \text{gew, max}}$	-0,02	0,17	-0,14	-0,27	0,20	0,10	0,00	1,00									
$f_{g, \text{korr, max}}$	-0,16	0,19	-0,08	-0,36	0,10	-0,06	0,06	0,20	1,00								
Br	-0,04	-0,02	0,05	-0,23	0,16	-0,05	-0,04	0,08	0,29	1,00							
$p_{W, \text{max, tmax}}$	0,40	-0,14	0,05	0,51	-0,24	0,18	0,07	-0,25	-0,51	-0,31	1,00						
$p_{W, \text{max}}$	0,12	-0,44	0,23	0,50	-0,10	0,06	0,16	-0,41	-0,35	-0,12	0,44	1,00					
ζ	0,20	-0,32	0,25	0,64	-0,16	0,15	0,12	-0,43	-0,38	-0,15	0,49	0,12	1,00				
We	-0,08	-0,15	0,16	0,26	-0,19	-0,09	0,00	-0,32	-0,23	-0,05	0,18	0,04	0,49	1,00			
Ka	0,23	0,09	-0,11	0,07	0,05	0,17	0,07	0,10	-0,14	-0,15	0,18	-0,04	-0,16	-0,12	1,00		
l_b	0,07	-0,34	0,21	0,50	-0,11	0,04	0,06	-0,55	-0,61	-0,19	0,50	0,07	0,76	0,44	-0,08	1,00	
F_b	0,11	-0,43	0,23	0,41	-0,13	-0,03	0,06	-0,53	-0,67	-0,19	0,51	0,05	0,70	0,42	-0,05	0,96	1,00

In Bild 5-4 sind die DOE-Ergebnisse der Entwurfsvariablen einander gegenübergestellt. Bestimmte Kombinationen aus niedrigen Werten für RR und hohen Werten für AH werden ausgeschlossen, da mit einem derartigen Entwurf die lokale Mindestwanddicke nicht mehr erfüllt wird. Die komplementäre Kombination dieser Parameter würde dagegen zu einer Materialanhäufung führen und wird deshalb ausgeschlossen. Bei den Variablen AI und AP fällt ebenfalls eine restriktionsbedingte Abgrenzung auf, was auf die Unterschreitung der Mindestwanddicke zurückzuführen ist. Abgesehen von diesen gegenseitigen Abhängigkeiten ist der Entwurfsraum jedoch flächendeckend besetzt, wodurch von einer gegenseitigen Unabhängigkeit der Entwurfsvariablen ohne wesentliche Redundanzen ausgegangen wird.

Zur Prognose der Zielfunktionen ist AH die am besten geeignete Entwurfsvariable, weshalb deren Einfluss in den folgenden Abschnitten vertieft betrachtet wird.

Bei der Korrelation zwischen den strömungs- und strukturmechanischen Zielfunktionen zeigt sich erwartungsgemäß eine negative Abhängigkeit von den eingeschlossenen Luftanteilen. Gleichzeitig tritt jedoch auch ein Zusammenhang mit Funktionen der Verschleiß- und Defektgrößen auf, der im Rahmen der Mehrzieloptimierung näher untersucht wird.

Die gegenseitige Korrelation der strömungsmechanischen Zielfunktionen zeigt, dass eingeschlossene Luftanteile negativ mit Funktionen korrelieren, die eine globale Auswirkung prognostizieren. Das gleiche gilt für den maximalen Wanddruck $p_{W, \text{max, tmax}}$. Gleichzeitig

scheinen diese Funktionen ähnliche Entwicklungstrends aufzuweisen, was in Abschnitt 5.3.4 intensiver untersucht wird.

Zuletzt zeigt sich auch eine starke Korrelation zwischen der maximalen Bruchkraft F_b und dem Weg bis zum Bruch l_b , wodurch diese Informationen als redundant angesehen werden können (vgl. Anhang 38).

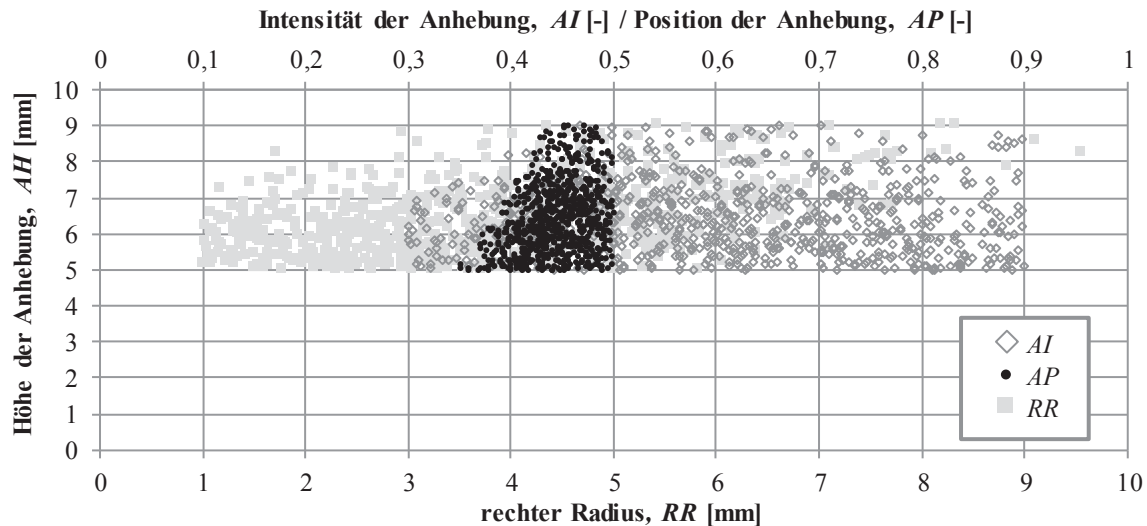


Bild 5-4 Gegenüberstellung der Datenpunkte der Entwurfsvariablen AP , AI , RR und AH , $N = 746$

5.3.2 Analyse der DOE Ergebnisse

Zur Visualisierung der DOE-Ergebnisse der 746 gültigen Entwürfe wird die Entwurfsvariable der Anhebungshöhe AH herangezogen, die im vorhergehenden Abschnitt einen großen Einfluss auf die Zielfunktionen gezeigt hat. Die jeweils besten DOE-Ergebnisse mit den zugehörigen Variablenkombinationen können Tabelle 5-11 am Ende des Abschnitts entnommen werden, wo sie den mit den Metamodellen bestimmten deterministischen Optima gegenübergestellt werden.

In Bild 5-5 sind die Zielfunktionen zur Charakterisierung der eingeschlossenen Luft visualisiert. Hierbei fällt auf, dass der mittlere Anteil $f_{g,korr,med}$ einen quasikonstanten Verlauf aufweist und damit weitestgehend unabhängig von AH und den übrigen Entwurfsvariablen ist. Diese Erkenntnis bestärkt die in Abschnitt 3.3.2 getroffene Festlegung die größten Poren zur Prognose des Versagens heranzuziehen. Die Verteilung zeigt zudem, dass eine niedrige Ausprägung von AH , welche einer Standardrippe wie R1 ähnelt, zu höheren Lufteinschlüssen und stärkeren Streuungen der Maximalwerte von $f_{g,korr,max}$ führt. Auch bei den maximalen gewichteten Lufteinschlüssen $f_{g,gew,max}$ zeigt sich bei geringen Gegenformungen ein Trend zu stärkeren Streuungen.

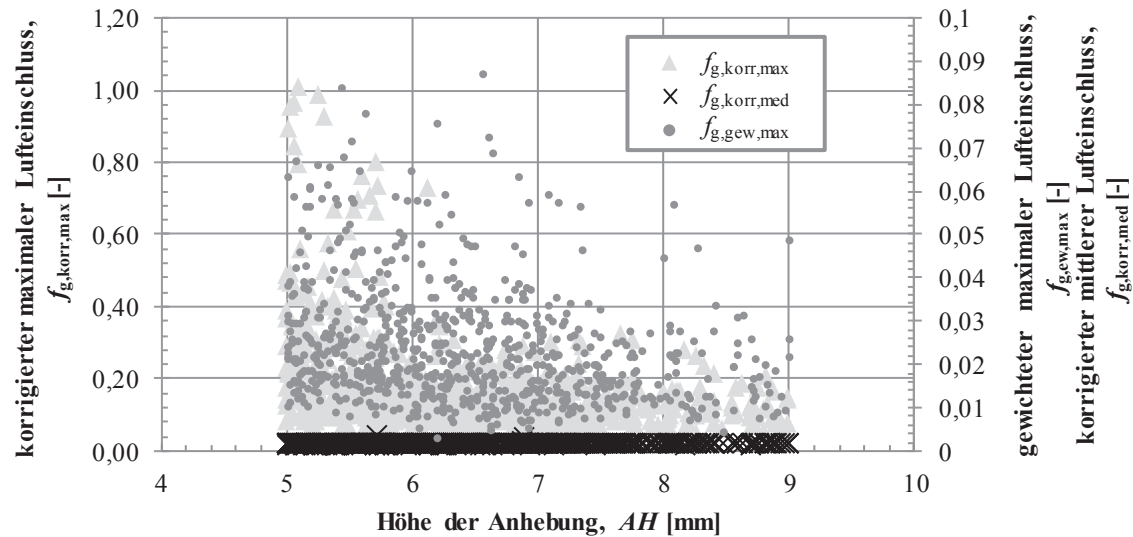


Bild 5-5 DOE-Ergebnisse der eingeschlossenen Luft in Abhängigkeit der Entwurfsvariablen AH , $N = 746$

In Anhang 36 sind die Verteilung der lokalen Formverschleißeffekte durch den maximalen Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ und das Brandrisspotenzial Br visualisiert. Wie bereits bei der Analyse der Ausprägung der Zielfunktionen in Tabelle 3-8 festgehalten, liefert die Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ mit dem angewendeten Modell auch bei einer globalen Betrachtung keine aussagekräftigen Werte. Daher wird diese Zielfunktion nicht weiter berücksichtigt. Der maximale Wanddruck steigt erwartungsgemäß mit einer intensivierten Gegenformung, gleichzeitig ist der Effekt der Restriktion bei 8,3 bar zu erkennen. Im Fall des Brandrisspotenzials zeigt sich ein Abfall der Werte auf ein quasikonstantes Niveau ab einem Wert von $AH \approx 6$ mm. Als mögliche Erklärung für diesen Effekt kann angeführt werden, dass während der ersten 5 ms der Durchströmung, in denen das Brandrisspotenzial ermittelt wird, bei gegengeformten Rippen vermehrt Strömungsabrisse auftreten. Dadurch kann es zu niedrigeren Werten als bei ungestörten Geometrien kommen (vgl. Verhalten von R3, 3.2.5.4).

Um die globale Auswirkung der Rippenformoptimierung zu analysieren, können die in Anhang 37 visualisierten Ergebnisse herangezogen werden. Hierbei zeigt sich, dass durch eine größere Gegenformung erwartungsgemäß ein Trend zu einer größeren Strömungsstörung und damit höheren Werten der *Weberzahl* We bewirkt wird. Hierbei ist zu bemerken, dass durch die große Streuung der Werte von einem starken Einfluss weiterer Entwurfsvariablen auszugehen ist. Ein ähnliches Bild zeigt auch der Druckverlustbeiwert ζ , der durch Gegenformungen ebenfalls ansteigt. Es scheint eine Vielzahl von Entwürfen ohne Kavitationsbildung zu existieren, bei denen $Ka = 0$ gilt. Sofern dies nicht der Fall ist, ist ein Anstieg mit steigenden Werten von AH zu beobachten, wobei wie bei der Weberzahl eine Streuung auftritt. Der Anstieg ist strömungsmechanisch darauf zurückzuführen, dass sich durch die Gegenformung vermehrt Gebiete mit niedrigem Druck bilden.

Wird die Zielfunktionen zur Charakterisierung der Beanspruchbarkeit (Bild 5-6) analysiert, so fällt auf, dass ähnlich wie bei den Lufteinschlüssen bessere Werte mit erhöhten Gegenformungen erzielt werden können. Wie auch schon bei den Basisentwürfen R3 und R4 angenommen, kann damit der Lufteinschluss im Rippenkamm reduziert und damit die

Beanspruchbarkeit erhöht werden (vgl. Bild 5-5). Die Bruchkraft und der Weg bis zum Bruch weisen vergleichbare Trends auf, wie auch deren Gegenüberstellung in Anhang 38 zeigt. Vergleichbar zu den anderen Zielfunktionen treten Streuungen auf und die besten Ergebnisse der Beanspruchbarkeit stellen sich als Ausreißer dar. Um diese Werte dennoch weitergehend zu analysieren, wird der Entwurf der höchsten Bruchkraft im Rahmen der Robustheitsbewertung in Abschnitt 5.3.5 untersucht.

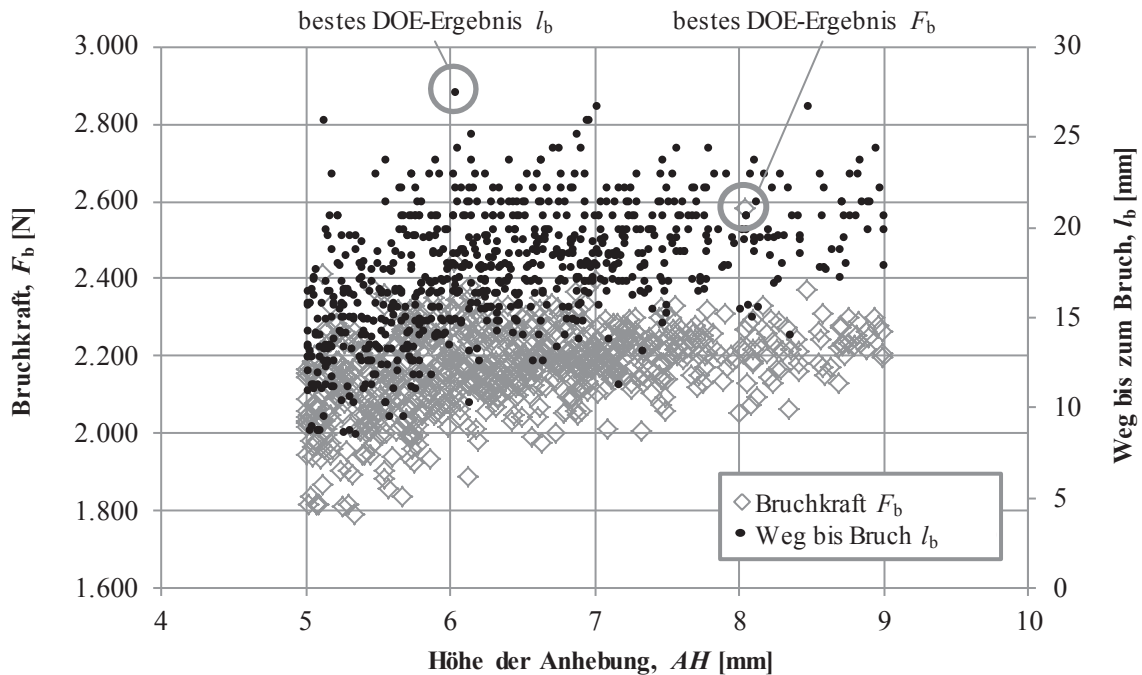


Bild 5-6 DOE-Ergebnisse der Beanspruchbarkeit in Abhängigkeit der Anhebungshöhe AH , $N = 746$

In Bild 5-7 ist der Zusammenhang der Luftporen und der Beanspruchbarkeit dargestellt. Sowohl $f_{g, \text{kor}, \text{max}}$ als auch $f_{g, \text{gew}, \text{max}}$ zeigen einen vergleichbaren Einfluss auf die Zielfunktion und spiegeln den Effekt des in Abschnitt 3.3.2 entwickelten Materialverteilungsmodells wider. Dem exponentiellen Verlauf dieser Funktion ist auch die höhere Streuung der Zielfunktion bei niedrigen Luftanteilen geschuldet. Dieses Verhalten erscheint auch insofern als plausible Abbildung der Realität, als das im Bereich hoher Bruchdehnungen auch höhere Streuungen der Materialkennwerte auftreten können.

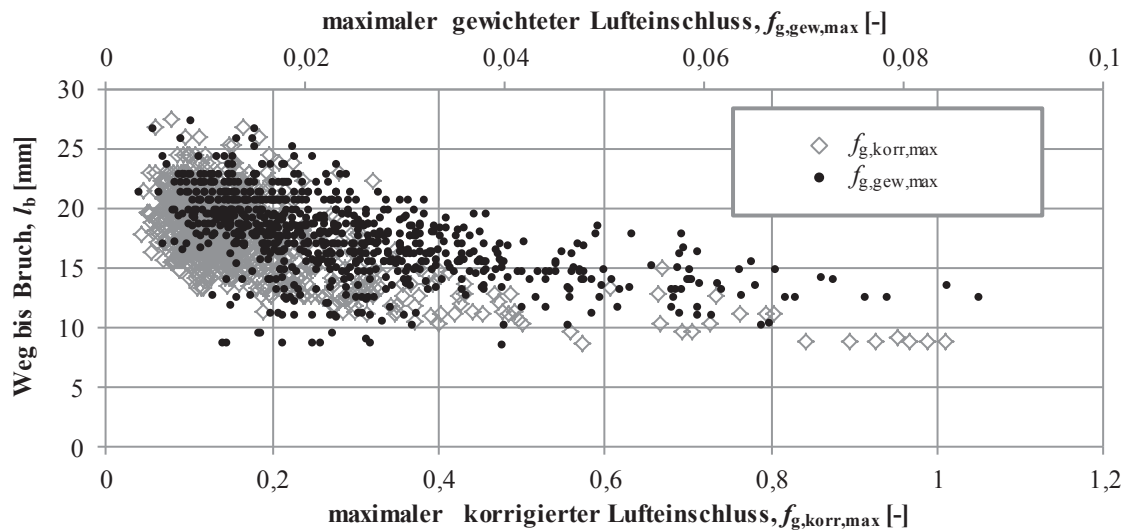


Bild 5-7 DOE-Ergebnisse des Wegs bis zum Bruch l_b in Abhängigkeit der Lufteinschlüsse, $N = 746$

5.3.3 Bestimmung der deterministischen Optima mit Metamodellen

Die Analyse der DOE-Ergebnisse der Rippe hat gezeigt, dass die Punktwolken eine höhere Streuung als die der Umlenkungen aufweisen. Hierbei treten auch, insbesondere bei der Beanspruchbarkeit, Ausreißerwerte auf. Neben dem gleichzeitigen Einfluss mehrerer Entwurfsvariablen kann dies auch von der höheren Komplexität der numerischen Modelle herrühren. Durch die zusätzlichen Annahmen und Modellvereinfachungen entsteht das Potenzial höherer Ergebnisstreuungen. Daher lässt sich der Bereich der globalen Optima nicht ohne weiteres aus den Punktwolken herauslesen. Die Anwendung von Metamodellen bietet an dieser Stelle das Potenzial die analysenmodellbasierten Streueffekte abzdämpfen und mit einer geglätteten Approximation des globalen Verhaltens die Optima zu bestimmen. Um diesen Effekt weitergehend zu analysieren, werden in Abschnitt 5.3.5 zusätzlich Robustheitsanalysen am besten DOE-Ergebnis durchgeführt.

5.3.3.1 Auswahl des Metamodells

Um ein geeignetes Metamodell zu finden, werden zwei verschiedene Ansätze miteinander verglichen. Zunächst wird das Verhalten mit Hilfe von orthogonalen Polynomen (COP) zweiten und dritten Grades nach dem Modell von *Chebyshev* angenähert. Zudem werden Polynomansätze (Pol) verwendet [Isi14]. RBF- oder EBF-Modelle werden nicht untersucht, da erwartet wird, dass diese die streuenden Ergebnisse nicht ausreichend glätten. Als Zielfunktion für diese Untersuchung wird die Bruchkraft F_b gewählt.

Um die Qualität der Approximation zu prüfen, werden 350 der 746 Datenpunkte genutzt, um eine Kreuzvalidierung durchzuführen und die Prognosegüte zu bestimmen (Tabelle 5-4). Die jeweils höchsten Werte für R^2_{PRESS} sind hervorgehoben.

Tabelle 5-4 R^2_{PRESS} -Werte der Zielfunktionen für verschiedene Metamodelle

r bzw. z	orthogonale Polynome (COP)		Polynom (Pol)		
	2. Grades	3. Grades	linear	quadratisch	kubisch
$h_{H,\max}$	0,979	0,979	0,759	0,977	0,975
t_{\min}	0,864	0,935	0,600	0,870	0,884
A	0,994	0,998	0,716	0,994	0,995
$f_{g,\text{kor},\text{med}}$	0,014	0	0,035	0,039	0,01
$f_{g,\text{gew},\text{max}}$	0,176	0,107	0,170	0,210	0,19
$f_{g,\text{kor},\text{max}}$	0,377	0,36	0,196	0,267	0,373
Br	0,111	0,223	0,094	0,159	0,156
$p_{W,\text{max},t\text{max}}$	0,595	0,658	0,656	0,522	0,585
$p_{W,\text{max}}$	0,780	0,763	0,376	0,751	0,730
ζ	0,854	0,854	0,776	0,849	0,820
We	0,273	0,218	0,218	0,237	0,268
Ka	0,134	0,183	0,057	0,157	0,136
l_b	0,655	0,639	0,588	0,587	0,630
F_b	0,617	0,639	0,512	0,587	0,599

Die orthogonalen Polynome (COP) sind insgesamt am besten geeignet die Ziel- und Restriktionsfunktionen anzunähern. Bei dieser Untersuchung zeigt sich allerdings auch, dass der Trend verschiedener Zielfunktionen nur eingeschränkt vorhergesagt werden kann. Dies gilt insbesondere für Zielfunktionen, bei denen ein zeitlicher Durchschnitt ermittelt wird, wie bei dem Brandrisspotenzial Br , der *Weberzahl* We und der Kavitationszahl Ka . Wie schon bei der Untersuchung der DOE-Ergebnisse aufgefallen ist, tritt bei diesen Zielfunktionen eine hohe Streuung auf, die auf die Vielzahl unterschiedlicher Strömungsphänomene zurückzuführen ist, die für deren Entstehung verantwortlich sind. Ähnliches gilt für die maximalen gewichteten Lufteinschlüsse $f_{g,\text{gew},\text{max}}$. Die korrigierten mittleren Lufteinschlüsse $f_{g,\text{kor},\text{med}}$ sind weitestgehend unabhängig von der Geometrie und weisen deshalb niedrige Werte auf.

Im nächsten Schritt werden die deterministischen Optima der Bruchkraft F_b auf den Metamodellen ermittelt ($\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$) und mit den Analysemodellen nachgerechnet ($z(\tilde{x}^*)$). Die Ergebnisse sind einander in Tabelle 5-5 gegenübergestellt. Hierfür wird der genetische Algorithmus MIGA mit 30 Eltern, 30 Generationen und 50 Nachkommen verwendet (s. [Isi14]). Insgesamt werden jeweils 45.000 Funktionsaufrufe durchgeführt. Die resultierenden Optima unterscheiden sich in erster Linie durch Abweichungen in der Höhe der Abweichung AH und sind in Anhang 39 dargestellt. Bei der Nachrechnung zeigt sich, dass sich mit den orthogonalen Polynomen (COP) die Zielfunktion der Bruchkraft am stärksten maximieren lässt. Die COP 2. Grades weisen dabei zudem den maximalen Weg bis zum Bruch auf. Da die Prognosegüten beider COP-Modelle überwiegend vergleichbar sind, werden die COP 2. Grades für die nachfolgende Optimierung aller Zielfunktionen genutzt.

Tabelle 5-5 Deterministische Optima der Bruchkraft F_b , ermittelt mit unterschiedlichen Metamodellen

	ST	SP	AH	AI	AP	RR	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$		$z(\tilde{x}^*)$	
	[mm]	[-]	[mm]	[-]	[-]	[mm]	F_b [N]	l_b [mm]	F_b [N]	l_b [mm]
COP 2. Grades	2,01	0,70	5,68	0,30	0,47	1,00	2.400	26,62	2.352	28,25
COP 3. Grades	2,18	0,67	5,12	0,31	0,49	1,03	2.393	26,65	2.393	26,65
Pol (linear)	2,05	0,70	7,50	0,40	0,34	1,30	2.435	25,79	2.207	19,88
Pol (quadratisch)	2,00	0,70	6,31	0,30	0,44	1,05	2.408	27,15	2.212	22,25
Pol (kubisch)	2,34	0,67	6,45	0,30	0,44	1,09	2.382	26,27	2.311	26,75

5.3.3.2 Deterministische Optima

Zur Bestimmung der Optima dient wieder der genetische Algorithmus MIGA, wobei die Anzahl der Eltern und Generationen auf jeweils 20 gesenkt wird, da sich kein großer Einfluss auf die Ergebnisse bei einer höheren Anzahl von Funktionsaufrufen zeigt. Dadurch werden pro Zielfunktion 20.000 Funktionsaufrufe auf dem Metamodell durchgeführt.

In Bild 5-8 sind die charakteristische Streudiagramme der Zielfunktionen mit unterschiedlichen Prognosegüten dargestellt. Die übrigen Streudiagramme können Anhang 40 entnommen werden. Analog zur Analyse der R^2_{PRESS} -Werte zeigt sich, dass die geometrisch bestimmten Restriktionsfunktionen mit der gewählten Approximation sehr gut prognostiziert werden können. Ebenso lassen sich die strömungsmechanische Kenngrößen des maximalen Wanddrucks $p_{W,\max,tmax}$ und der quasistationäre Druckverlustbeiwert ζ sowie die Beanspruchbarkeit gut prognostizieren. Die entwickelten Prognosefunktionen Br , We und Ka zeigen dagegen ein reduziertes Prognosepotenzial und damit eingeschränkt als Zielgrößen geeignet. Hinsichtlich der Lufteinschlüsse ist der maximale Wert $f_{g,korr,max}$ deutlich besser vorhersagbar als der gewichtete Lufteinschluss $f_{g,gew,max}$.

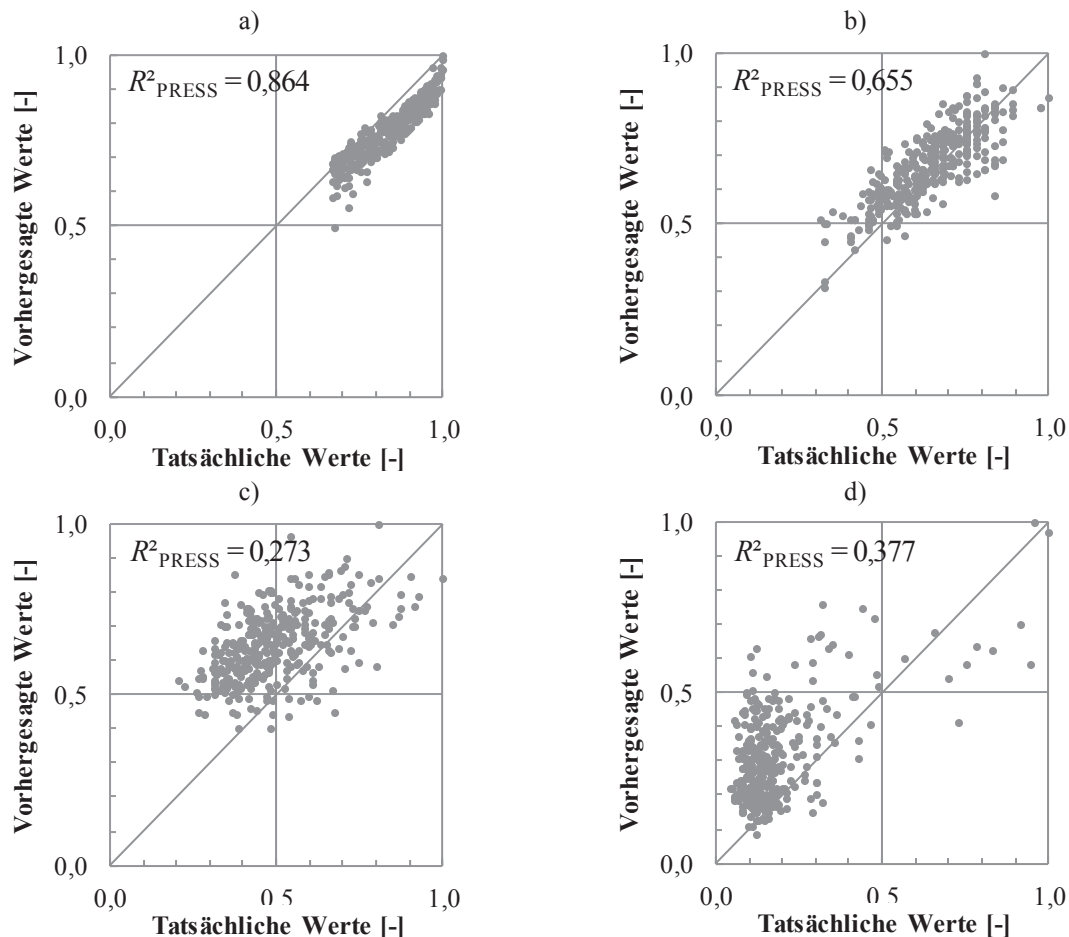


Bild 5-8 Streudiagramme zur Charakterisierung der Prognosegüte des Metamodells des Orthogonalen Polynoms 2. Grades für a) die minimale Wanddicke t_{\min} , b) den Weg bis zum Bruch l_b , c) die Weberzahl We und d) die maximalen korrigierten Lufteinschlüsse $f_{g,korr,max}$, $N = N_{\text{doe}} = 746$

Im Nachfolgenden werden die Ergebnisse der Optimierungen vorgestellt, wobei neben der Darstellung der optimalen Konfiguration der Entwurfsvariablen auch jeweils charakteristische Ausschnitte des Zielfunktionsraums visualisiert werden. Sofern sich ein Optimum an der Entwurfsraumgrenze befindet, sind die entsprechenden Werte in den Tabellen grau hinterlegt und werden gesondert analysiert, da in dem Fall die Frage zu stellen ist, ob alternative Grenzen zu noch besseren Ergebnissen geführt hätten.

Lokal verbleibende Defekte

Bild 5-9a zeigt die Verteilung der DOE-Entwürfe für die Zielfunktion der maximalen korrigierten Lufteinschlüsse $f_{g,korr,max}$. Diesen sind die Ergebnisse vom Metamodell des Typs der COP 2. Grades überlagert. In Bild 5-9b ist das zugehörige deterministische Optimum dieses Metamodells dargestellt, dessen Werte Tabelle 5-6 entnommen werden können. Der gefundene Entwurf befindet sich bezüglich der Senkentiefe ST an der oberen Entwurfsraumgrenze, allerdings würde eine weitere Anhebung lediglich zu einer Verstärkung der Gegenformung führen. Daher wird davon ausgegangen, dass die gesetzten Grenzen akzeptabel sind.

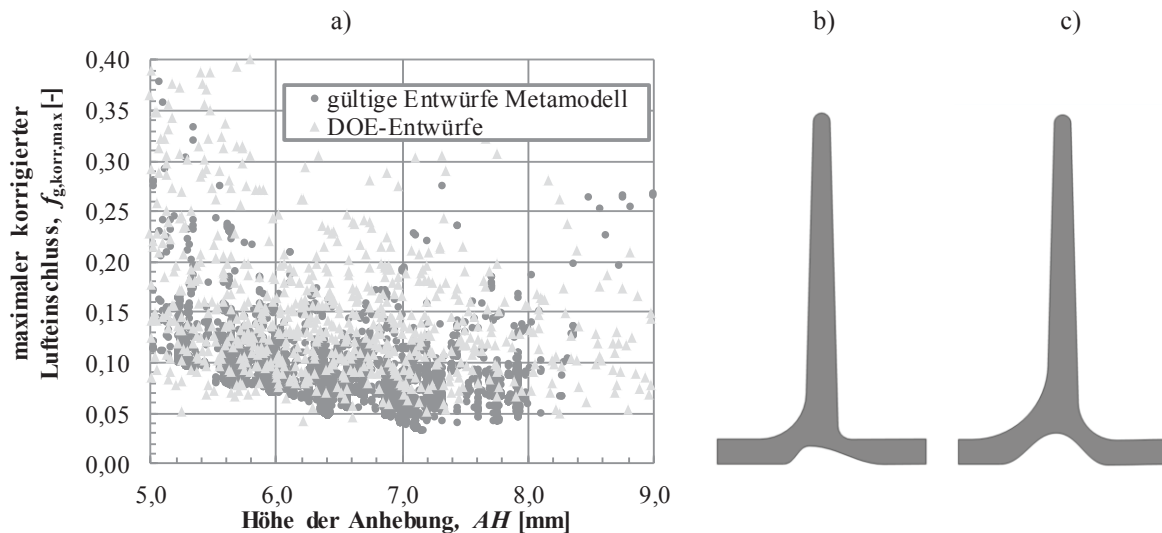


Bild 5-9 a) Verteilung von DOE-Entwürfen und Entwürfen auf dem Metamodell, vom Typ COP 2. Grades, bezüglich der Zielfunktion der maximalen korrigierten Lufteinschlüsse $f_{g,korr,max}$ in Abhängigkeit von AH , $N_{meta} = 20.000$, $N_{doe} = 746$ b) Optimalentwurf COP 2. Grades, c) Optimalentwurf COP 3. Grades

Bei der Nachrechnung dieses Entwurfs zeigt sich jedoch, dass die Restriktion der minimalen Dicke, trotz des hohen R^2_{PRESS} -Werts von 0,864, verletzt wird und lediglich $t_{min} = 1,87$ mm aufweist. Daher wird alternativ das deterministische Optimum des COP 3. Grades bestimmt, da dieses Metamodell die höchste Prognosegüte bezüglich der minimalen Wanddicke hat. Dieser Entwurf ist in Bild 5-9c dargestellt und erinnert an den Entwurf im Stil von R3. Was die maximalen gewichteten Anteile der Luft $f_{g,gew,max}$ angeht, wird bei den COP 2. Grades ebenfalls die Restriktion der minimalen Dicke verletzt. Auch hier wird deshalb ein Metamodell mit COP 3. Grades angewendet. Die jeweiligen Werte können Tabelle 5-6 und die Entwürfe mit den jeweiligen Luftverteilungen Bild 5-10 entnommen werden.

Tabelle 5-6 Entwurfsvariablenkonfiguration zur Minimierung der Lufteinschlüsse

Metamodell	Zielfunktion z	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$	$z(\tilde{x}^*)$
COP 2.	$f_{g,korr,max}^1$ [-]	4,96	0,36	7,16	0,42	0,44	1,60	3,38 %	13,87 %
Grades	$f_{g,gew,max}^1$ [-]	3,69	0,69	8,97	0,36	0,48	3,20	$1,22 \cdot 10^{-5}$	$1,14 \cdot 10^{-2}$
COP 3.	$f_{g,korr,max}$ [-]	4,90	0,53	8,75	0,77	0,47	4,58	0,03 %	13,95 %
Grades	$f_{g,gew,max}$ [-]	2,72	0,61	6,64	0,32	0,46	3,11	$3,07 \cdot 10^{-5}$	$7,36 \cdot 10^{-3}$

¹Restriktionsverletzung der minimalen Wanddicke bei Nachrechnung

Die Nachrechnung zeigt insbesondere bei den maximalen gewichteten Lufteinschlüssen $f_{g,gew,max}$ ein schlechtes Prognosepotenzial des Metamodells, wie es bereits bei der Auswahl des Modells am Anfang des Abschnitts vermutet wird. Die Prognosefähigkeit des COP 2. Grades ist besser, aber auch zu gering. Daher empfiehlt es sich für diese Funktion das beste DOE-Ergebnis zu wählen und dessen Aussagekraft mit einer Robustheitsbewertung abzusichern.

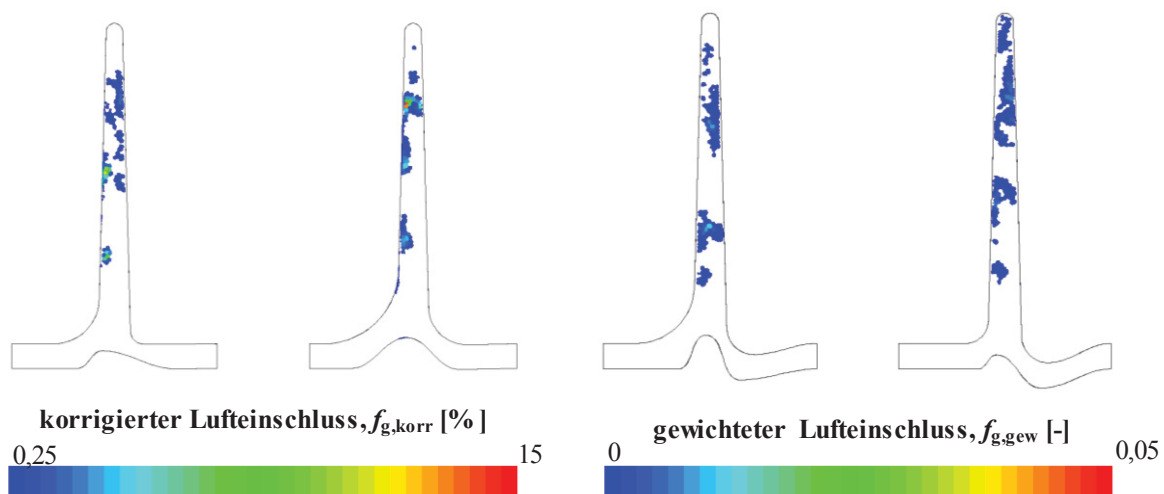


Bild 5-10 Optimalentwürfe des maximalen korrigierten Lufteinschlusses $f_{g,korr,max}$ und des maximalen gewichteten Lufteinschlusses $f_{g,gew,max}$, links jeweils bestimmt mit einem COP 2. Grades, rechts mit einem COP 3. Grades

Lokale Formverschleißeffekte

Die Optimalentwürfe zur Minimierung lokaler Formverschleißeffekte können Tabelle 5-7 und Bild 5-11 entnommen werden. Erwartungsgemäß tritt der geringste Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ bei einer Rippenkonfiguration im Stil von R1 auf. Das gleiche gilt für den maximalen quasistationären Wanddruck $p_{W,max}$. Hierbei wird nicht davon ausgegangen, dass Abweichungen von diesen Entwurfsraumgrenzen eine weitere Verbesserung bewirken. Was bei dieser Optimierung auffällt, ist die hohe Anzahl von ungültigen Entwürfen durch zu hohe *Heuversfaktoren*, was in Anhang 41 visualisiert ist. Der Optimalentwurf ergibt sich demnach knapp unterhalb der gewählten Obergrenze von $h_{H,max} = 1,85$. Im restringierten Bereich steigt die Zielfunktion jedoch wieder an. Daher ist auch diese Restriktion akzeptabel definiert und muss nicht angepasst werden.

Da die Entwürfe bezüglich des Wanddrucks abgesehen von RR praktisch der Standardrippe R1 entsprechen, wird von einer exakten Nachrechnung abgesehen und direkt die Werte aus Tabelle 3-8 herangezogen. Hierbei ergeben sich eine Unterschätzung des quasistationären

Werts und eine Überschätzung des maximalen Werts. Dieser Effekt zeigt jedoch, dass trotz reduzierter Prognosequalität des Metamodells der Trend zur Findung des geometrischen Optimums korrekt ist.

Tabelle 5-7 Entwurfsvariablenkonfiguration zur Minimierung lokaler Formverschleißeffekte, mit dem Metamodell der COP 2. Grades

Zielfunktion z	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$	$z(\tilde{x}^*)$
$p_{W,max}$	5,00	0,43	5,00	0,71	0,50	2,77	1,85 bar	2,3 ¹ bar
$p_{W,max,tmax}$	4,99	0,44	5,00	0,68	0,42	1,29	4,04 bar	2,33 ¹ bar
Br	4,61	0,34	5,85	0,30	0,47	1,20	0,1334	0,214

¹Werte aus Berechnungen der Rippe R1, aus Tabelle 3-8

Im Fall der Brandrissneigung zeigt die Nachrechnung höhere Werte, weshalb ggü. den Basisgeometrien aus Tabelle 3-8 und den DOE-Ergebnissen kein Optimierungspotenzial besteht. Dies kann auf den niedrigen R^2_{PRESS} -Wert von 0,111 zurückgeführt werden. Die Form des vorgeschlagenen Entwurfs wird darauf zurückgeführt, dass ähnlich R3 die Schmelze sich zeitweise ablöst und geringere Werte des Brandrisspotenzials Br entstehen.

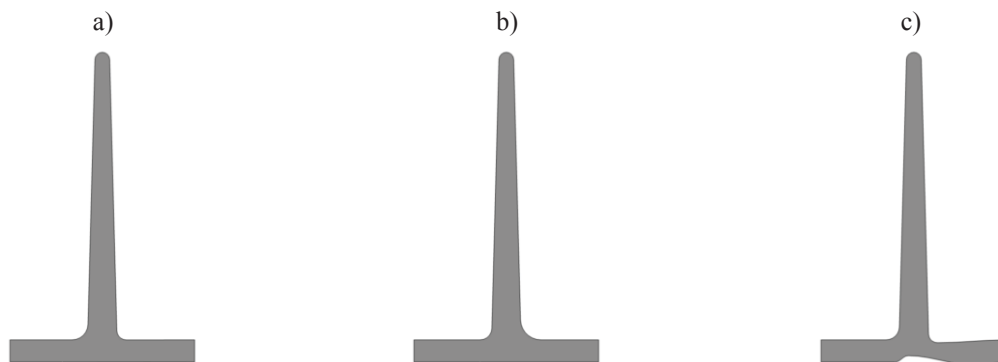


Bild 5-11 Optimalentwürfe, abgeleitet aus dem Metamodell vom Typ COP 2. Grades des a) maximalen Wanddrucks $p_{W,max,tmax}$, b) maximalen quasistationären Wanddrucks $p_{W,max}$ und c) Brandrisspotenzials Br

Zielfunktionen mit globaler Auswirkung

An dieser Stelle wird lediglich das deterministische Optimum der Zielfunktion der *Weberzahl* We bestimmt. Der Druckverlustbeiwert wird nicht untersucht, da davon ausgegangen wird, dass dessen Optimum, ähnlich dem des Wanddrucks, im Bereich der Standardrippe R1 liegen muss. Ebenfalls wird die Kavitation nicht bewertet, da diese bereits bei den DOE-Untersuchungen hohe Streuungen gezeigt hat und zudem ein schlechtes Prognosepotenzial aufweist. Darüber hinaus wird erwartet, dass eine ungestörte Rippe das Optimum darstellt.

Das Optimierungsergebnis der *Weberzahl* ist in Tabelle 5-8 und Bild 5-12b dargestellt und entspricht ebenfalls einer Standardrippe R1. Zur Überprüfung der Metamodellqualität werden die Ergebnisse von R1 aus Tabelle 3-8 herangezogen. Die verbleibende Abweichung wird auf die schlechte Prognosegüte des Metamodells zurückgeführt, allerdings wird, ähnlich der Zielfunktion des maximalen Wanddrucks, der geometrische Trend richtig wiedergegeben.

Tabelle 5-8 Entwurfsvariablenkonfiguration zur Minimierung der *Weberzahl* We , mit dem Metamodell COP 2. Grades

Zielfunktion z	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$	$z(\tilde{x}^*)$
We	4,98	0,30	5,02	0,90	0,50	2,93	0,0005	0,0015 ¹

¹Wert aus Berechnungen der Rippe R1, aus Tabelle 3-8

Wie bei dem maximalen Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ sind auch hier einige Entwürfe ungültig im Hinblick auf eine lokale Materialanhäufung, was in Bild 5-12a dargestellt ist. Allerdings lässt sich auch bei Überschreiten der Restriktionsgrenze die Zielfunktion nicht weiter reduzieren, weshalb eine Anpassung unnötig ist.

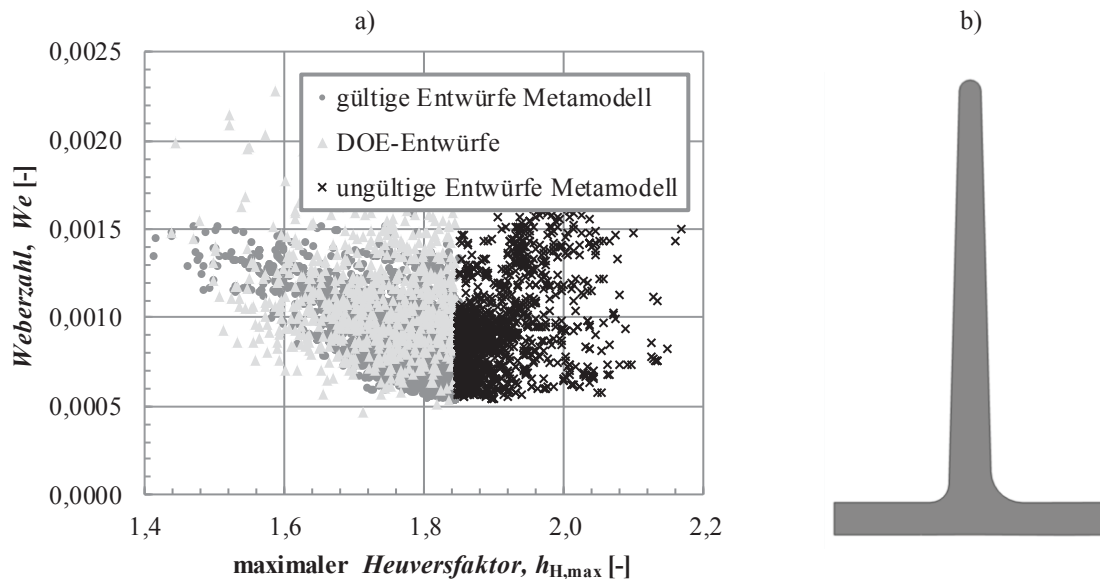


Bild 5-12 a) Verteilung von DOE-Entwürfen und Entwürfen auf dem Metamodell COP 2. Grades der Zielfunktion der *Weberzahl* We in Abhängigkeit des *Heuversfaktors* $h_{H,max}$, b) Optimalentwurf, $N_{meta} = 20.000$, $N_{doe} = 746$

Beanspruchbarkeit

Zur Optimierung der Beanspruchbarkeit wird primär die Bruchkraft F_b betrachtet, da wie in Anhang 38 dargestellt, diese mit dem Weg bis zum Bruch l_b korreliert. Zur Bestimmung des deterministischen Optimums werden COP 2. und 3. Grades verwendet, da diese die höchste Prognosequalität aufweisen. In Bild 5-13 sind die resultierenden Punktwolken der Zielfunktionen den DOE-Ergebnissen gegenübergestellt.

Im Fall der COP 2. Grades bildet sich ein Plateau im Bereich zwischen $AH = 5$ mm und $AH = 6$ mm aus und somit einer schwachen Anhebung entspricht. Bei den COP 3. Grades bilden sich zwei Gebiete mit hohen Bruchkräften aus. Die zugehörigen deterministischen Optima, sind in Tabelle 5-9 hinterlegt, wobei im Fall der COP 3. Grades auch der beste Entwurf im bildrechten Bereich als sog. alternatives Optimum dargestellt ist. Dieses Optimum weist eine von den anderen Optima abweichende Konfiguration der Entwurfsvariablen auf. Dies äußert sich durch eine deutlichere Anhebung.

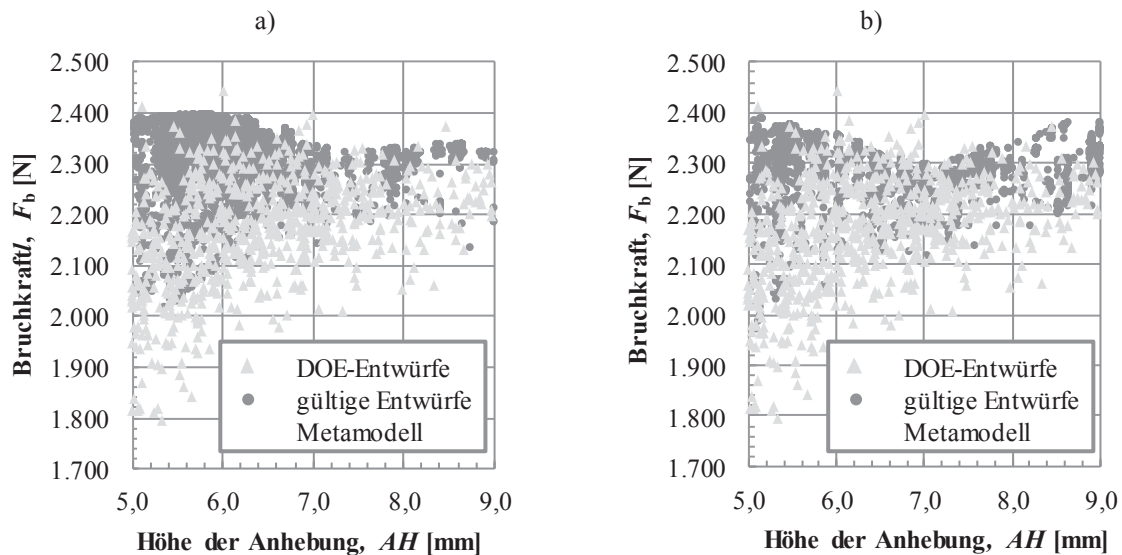


Bild 5-13 Verteilung von DOE-Entwürfen und Entwürfen auf dem Metamodell der Bruchkraft F_b , Metamodell Ergebnisse vom Typ a) COP 2. Grades, b) COP 3. Grades, $N_{\text{meta}} = 45.000$, $N_{\text{doe}} = 746$

Tabelle 5-9 Entwurfsvariablenkonfiguration zur Maximierung der Beanspruchbarkeit

Metamodell	z	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$		$z(\tilde{x}^*)$	
								F_b [N]	l_b [mm]	F_b [N]	l_b [mm]
COP 2. Grades	F_b^1	2,01	0,70	5,68	0,30	0,47	1,00	2.400	26,62	2.352	28,25
	l_b^1	2,08	0,67	6,16	0,32	0,46	1,11	2.380	26,07	-	-
COP 3. Grades	F_b^1	2,18	0,67	5,12	0,31	0,49	1,03	2.393	26,65	2.340	26,65
	F_b^2	4,09	0,62	8,99	0,84	0,50	6,94	2.383	23,04	2.328	28,25
	l_b^1	2,05	0,65	5,63	0,31	0,47	1,35	2.360	26,13	-	-

¹Restriktionsverletzung der minimalen Wanddicke t_{\min} bei Nachrechnung

²Alternatives Optimum

Bei der Nachkonstruktion der Optima in CATIA V5 zeigt sich, dass einige eine Restriktionsverletzung aufweisen und partiell zu dünn ($t_{\min} > 2$ mm) sind. Lediglich das alternative Optimum der COP 3. Grades erfüllt alle geometrischen Restriktionen. Dennoch werden alle drei Entwürfe zur Maximierung der Kraft F_b nachsimuliert, um das Bruchverhalten zu analysieren. Die Übereinstimmung zwischen den Optima auf den Metamodellen und dem Ergebnis der Nachrechnung ist gut. Dies gilt sowohl für die Bruchkraft F_b , als auch den Weg bis zum Bruch l_b und spricht für die gute Prognosequalität des Metamodells. Da Kraft und Weg korrelieren (s. Anhang 38), werden nur die Kraftoptima nachsimuliert. Die drei Optima von F_b , deren Defektverteilung und das resultierende Bruchbild sind in Bild 5-14 dargestellt.

Neben der Defektverteilung können auch geometrische Effekte für Änderungen der Beanspruchbarkeit verantwortlich sein, da eine intensivere Senke mit einer Veränderung des Biege widerstandsmoments einhergeht. In Anhang 43 wird daher die Bruchkraft F_b über dem Biege widerstandsmoment W_B aufgetragen. Durch geometrische Änderungen der Rippenwurzel wird ein Variationskoeffizient des Biege widerstandsmoments von $v_s \approx 1,75$ % bewirkt. Damit tritt eine Wechselwirkung von geometrischer Steifigkeit und defektbedingter Einbußen der Beanspruchbarkeit auf. Jedoch ist der Entwurf mit der höchsten Beanspruch-

barkeit nicht der Entwurf mit der höchsten Steifigkeit. Zudem ist keine klare Korrelation zwischen diesen beiden Werten zu erkennen. Demgegenüber steht die deutliche Korrelation der Lufteinschlüsse mit der Beanspruchbarkeit in Bild 5-7. Daher wird davon ausgegangen, dass die gestellte These bestätigt werden kann, dass durch geometrische Optimierungen der Rippenwurzel Defekte reduziert werden können und dadurch beim betrachteten Lastfall die Beanspruchbarkeit erhöht wird.

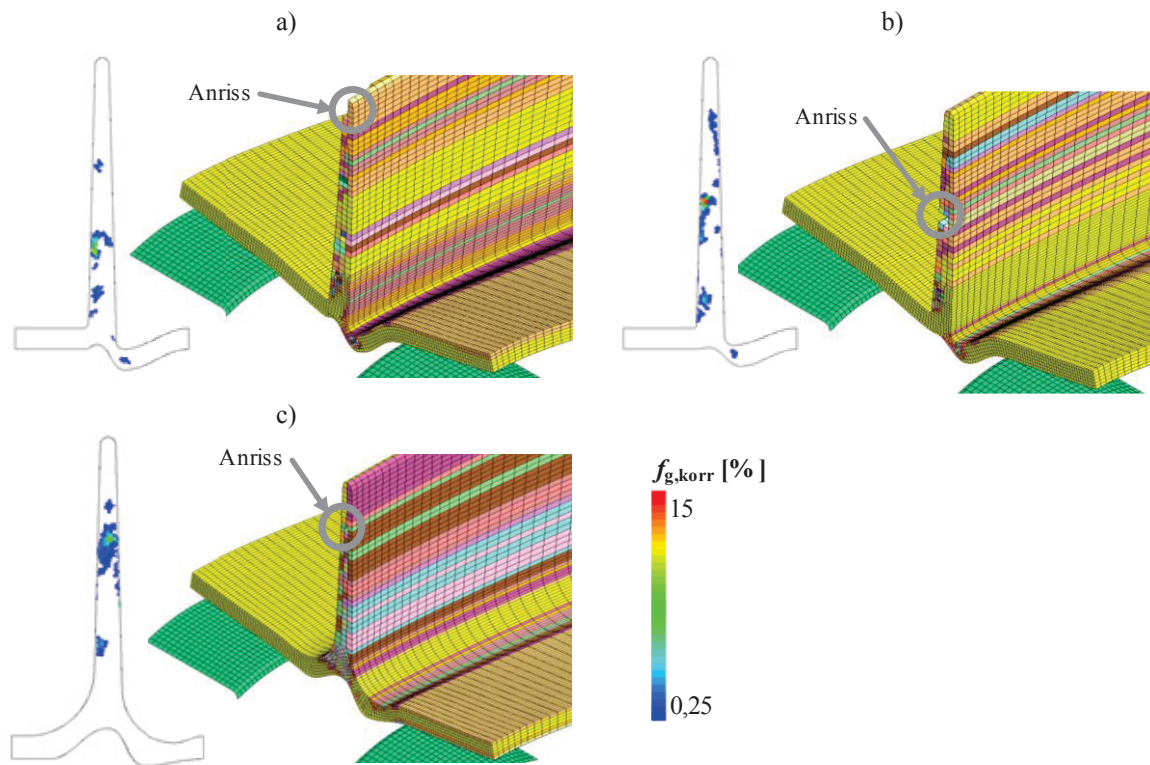


Bild 5-14 Korrigierte Lufteinschlüsse und resultierendes Schadensbild bei den deterministischen Optima der Bruchkraft F_b , bestimmt mit a) COP 2. Grades und b) COP 3. Grades, c) alternativer Optimalentwurf der COP 3. Grades

5.3.4 Mehrzielbetrachtung

In diesem Abschnitt soll überprüft werden, inwiefern sich die Optimierung der Beanspruchbarkeit auf die übrigen Zielfunktionen auswirkt. Aus Bild 5-7 ist ersichtlich, dass niedrige Werte der Lufteinschlüsse eine hohe Beanspruchbarkeit bedingen. Daher konzentriert sich die hier durchgeführte Mehrzielbetrachtung auf die Fragestellung, welcher Kompromiss durch eine Einstellung niedriger Lufteinschlüsse hinsichtlich der anderen Zielfunktionen eingegangen werden muss.

Zunächst werden mit Bild 5-15 lokale Formverschleißeffekte betrachtet. Hinsichtlich des maximalen Wanddrucks $p_{W,max,tmax}$ bzw. maximalen quasistationären Wanddrucks $p_{W,max}$ zeigt sich der Trend, dass hohe Werte des maximalen korrigierten Lufteinschlusses $f_{g,korr,max}$ bei niedrigen Wanddrücken auftreten. Dieser Zusammenhang ergibt sich aufgrund der Tatsache, dass derartige Entwürfe nur schwach gegengeformt sind und vom Stil R1 ähneln. Dadurch kommt es vermehrt zu Füllungsszenarien, bei denen besonders hohe Lufteinschlüsse auftreten können. Ab einem Wert $p_{W,max} = 3$ bar bzw. $p_{W,max,tmax} = 6$ bar tritt dieser Effekt nicht mehr

auf, was Entwürfen entspricht, bei denen die Höhe der Anhebung im Mittel ca. $AH \geq 6$ mm beträgt (vgl. Anhang 36). Bei diesem Wert erreicht auch das Brandrisspotenzial Br konstante, niedrige Werte, die zudem mit geringeren Lufteinschlüssen korrelieren. Daher sollte tendenziell eine geometrische Anhebung vorgesehen werden, da sich dadurch zwar der Wanddruck erhöht, aber das Brandrisspotenzial gesenkt werden kann.

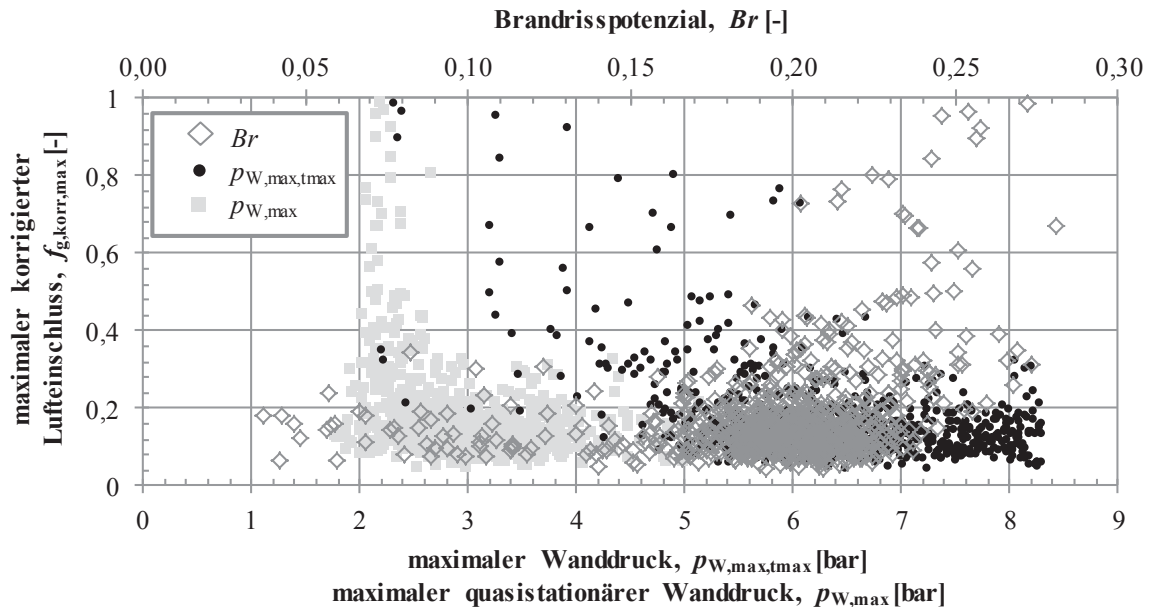


Bild 5-15 Mehrzielbetrachtung lokaler Formverschleißeffekte ggü. dem maximalen Lufteinschluss

Um die Wechselwirkung der Zielfunktionen mit globaler Auswirkung und des Lufteinschlusses zu analysieren, werden diese einander in Bild 5-16 gegenübergestellt. Alle drei Zielfunktionen zeigen vergleichbare Tendenzen an. Während wie in der vorhergehenden Analyse die Lufteinschlüsse bei einer Konfiguration wie bei R1 hohe Werte aufweisen, entspricht dies niedrigen Werten der Zielfunktionen (vgl. Anhang 37).

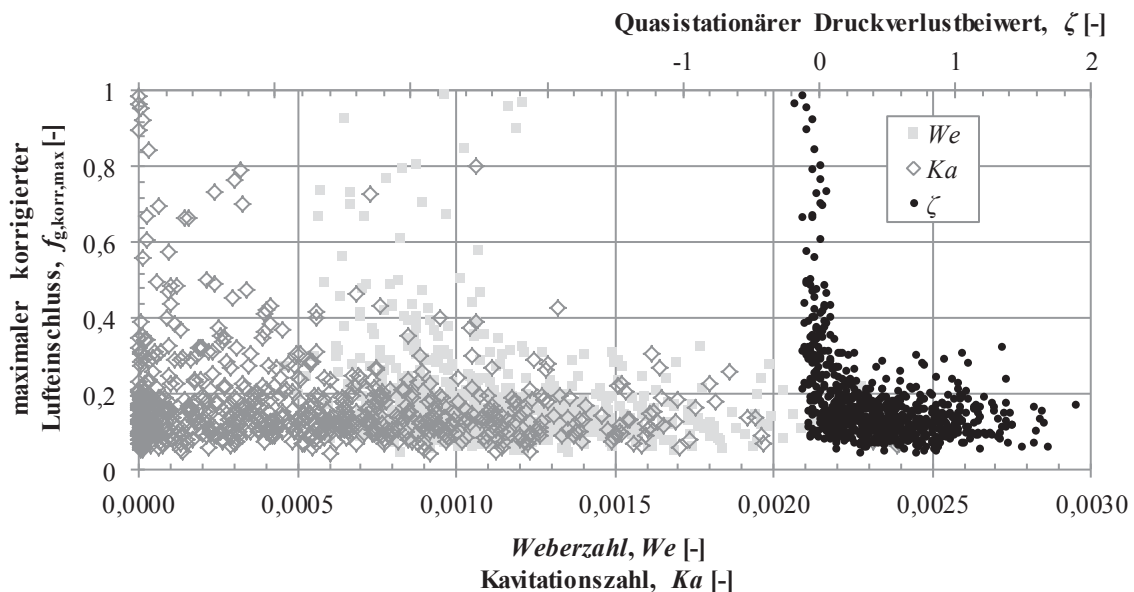


Bild 5-16 Mehrzielbetrachtung von Zielfunktionen mit globaler Auswirkung ggü. dem maximalen korrigierten Lufteinschluss

Wie aus Bild 5-5 erkennbar ist, stellt sich ab einer Gegenformung von $AH \approx 6,5$ mm ein Streuband des maximalen korrigierten Lufteinschlusses ein, bei dem $f_{g,korr,max} \leq 0,3$ gilt. Davon ausgehend können Entwürfe gefunden werden, bei denen es möglich ist niedrige maximale Lufteinschlüsse zu erzielen und dabei noch genug Entwurfsfreiheit zu haben, um die globalen Auswirkungen der geometrischen Anpassungen zu kontrollieren.

Bei der Gegenüberstellung der Zielfunktionen globaler Auswirkung und der *Weberzahl* in Anhang 44 zeigt sich hinsichtlich der Wanddrücke kein Zielkonflikt. Im Fall der Gegenüberstellung von *Weberzahl* und Brandrisspotenzial ist kein Zusammenhang zu erkennen.

5.3.5 Robustheitsbewertung

Bei den Robustheitsbewertungen der Umlenkung hat sich gezeigt, dass die Geometrie den größten Einfluss hat, daher wird diese hier als einziger Einflussparameter der Eingangsgrößen untersucht. Zudem erfolgt die Robustheitsanalyse nur hinsichtlich der Ausgangsgröße der Beanspruchbarkeit, wobei der Basisentwurf der Standardrippe R1 mit dem besten DOE-Ergebnis der Bruchkraft F_b verglichen wird. Auf diese Weise kann auch bewertet werden, ob es sich bei dem DOE-Ergebnis um einen Ausreißer handelt (vgl. Bild 5-7), oder das Ergebnis tatsächlich über dem in Abschnitt 5.3.2 gefundenen deterministischen Optimum liegt.

Die Streuungen werden nach den gleichen Prinzipien wie in Abschnitt 4.4.4.1 angesetzt und können Tabelle 5-10 entnommen werden. Wie bereits in Abschnitt 4.4.4 erläutert, begründet sich die Streuung der Standardabweichung zwischen 0,15 und 0,22 mm durch die diskrete Anzahl von Stützstellen der *Monte-Carlo*-Simulationen. Die Standardabweichung der dimensionslosen Größen ergibt sich aus dem absoluten Referenzmaß, auf das sie sich beziehen. Die Variationskoeffizienten v_s weisen aufgrund unterschiedlicher Mittelwerte verschiedene Werte auf.

Tabelle 5-10 Charakterisierung der Streuung der Zielfunktion der Bruchkraft F_b

	Basisentwurf R1							bester DOE-Entwurf						
	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	F_b [N]	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	F_b [N]
s_s	0,15	0,01	0,12	0,01	0,01	0,18	86	0,2	0,09	0,21	0,01	0,01	0,22	61
v_s	3,2 %	2 %	2,3 %	1,4 %	2,4 %	6,3 %	4,5 %	5,6 %	1,5 %	2,6 %	1,1 %	1,5 %	3,5 %	2,7 %

Der Basisentwurf zeigt eine fast doppelt so hohe Ausgangsstreuung wie der beste DOE-Entwurf, wodurch Letzterer neben einem höheren Mittelwert auch eine höhere Robustheit aufweist. Hierbei ist zusätzlich zu bemerken, dass dieser, durch die Einflüsse der *Monte-Carlo*-Simulationen, geringfügig höhere Eingangsstreuungen aufweist. Zur besseren Veranschaulichung des Potenzials des besten DOE-Entwurfs sind in Bild 5-17a zudem die Streuungen der Ausgangsgröße an beiden Entwürfen dargestellt. Bei der Verteilung der Ausgangsgröße am Basisentwurf (Bild 5-17b) fällt auf, dass eine Häufung von niedrigen Werten auftritt. Dieser Effekt wird darauf zurückgeführt, dass viele Entwürfe im Bereich der Konfiguration von R1 ein vergleichbar negatives Bild der Füllung aufzeigen (vgl. Bild 3-21). Dadurch ist die Wahrscheinlichkeit großer Lufteinschlüsse im oberen Bereich des Rippenkamms entsprechend hoch und bedingt die Häufung schlechter Werte der Beanspruchbarkeit. Zuletzt sei zu bemerken, dass der Mittelwert der Ergebnisse der Streuung

um das beste DOE-Ergebnis $F_b \approx 2.220$ N betragt. Damit liegt dieser unter dem Wert des DOE-Ergebnisses von $F_b = 2.580$ N, welcher damit ein numerisch bedingter Ausreißer ist. Dennoch ist das DOE-Ergebnis letztendlich von deterministischer, wie stochastischer Seite besser als der Basisentwurf und damit zielführend. Der beste Wert der Robustheitsbewertung hat eine Bruchkraft von $F_b = 2.356$ N bei einem Weg bis zum Bruch von $l_b = 24,5$ mm. Damit bewegt sich der Wert der Bruchkraft auch leicht oberhalb der in Tabelle 5-9 nachgerechneten Optima der Metamodelle.

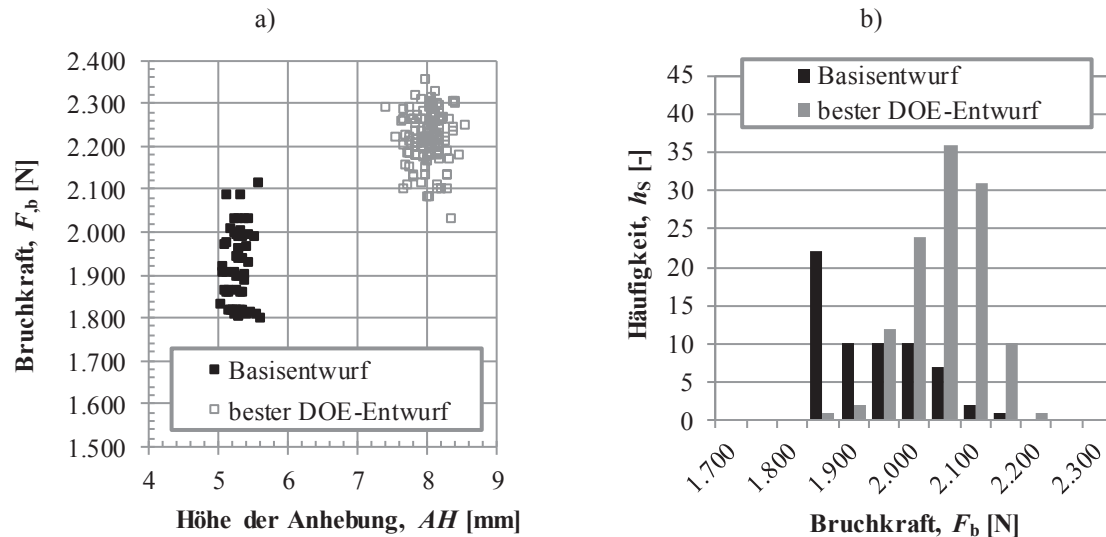


Bild 5-17 a) Streuung und b) Verteilung der Zielfunktion der Bruchkraft F_b am Basisentwurf R1 und dem besten DOE-Ergebnis

5.4 Diskussion der Ergebnisse

In Tabelle 5-11 sind die Optimierungsergebnisse einander gegenübergestellt.

Tabelle 5-11 Gegenüberstellung der besten DOE-Ergebnisse und der zugehörigen deterministischen Optima auf den Metamodellen

z	bestes DOE-Ergebnis							Optima Metamodell							
	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	$z^*_{doe}(x)$	ST [mm]	SP [-]	AH [mm]	AI [-]	AP [-]	RR [mm]	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$	$z(\tilde{x}^*)$
$f_{g,korr,max}$ [%]	4,41	0,34	6,22	0,55	0,47	3,93	4,2 %	4,96	0,36	7,16	0,42	0,44	1,60	3,38 %	13,9 %
$f_{g,gew,max}$ [-]	3,05	0,64	6,19	0,3	0,43	3,69	$3,2 \cdot 10^{-3}$	2,72	0,61	6,64	0,32	0,46	3,11	$3,07 \cdot 10^{-5}$	$7,36 \cdot 10^{-3}$
$p_{W,max}$ [bar]	4,81	0,39	6,81	0,64	0,47	5,12	1,79	5,00	0,43	5,00	0,71	0,50	2,77	1,85	2,3 ^a
$p_{W,max,tmax}$ [bar]	4,76	0,35	5,05	0,82	0,43	2,38	2,2	4,99	0,44	5,00	0,68	0,42	1,29	4,04	2,33 ^a
Br [-]	4,75	0,33	6,44	0,64	0,45	1,85	0,037	4,61	0,34	5,85	0,30	0,47	1,20	0,1334	0,214
We [-]	4,07	0,47	5,87	0,68	0,47	4,16	$4,6 \cdot 10^{-4}$	4,98	0,30	5,02	0,90	0,50	2,93	$5 \cdot 10^{-4}$	$1,5 \cdot 10^{-3}$ ^a
F_b [N]	3,55	0,6	8,04	0,83	0,48	6,33	2.580	4,09	0,62	8,99	0,84	0,50	6,94	2.383	2.328
F_b [N] ^b	3,38	0,61	7,96	0,83	0,48	6,54	2.356 ^b								
l_b [mm]	2,06	0,67	6,03	0,41	0,41	1,56	27,5	4,09	0,62	8,99	0,84	0,50	6,94	23,04	28,25

^aWerte aus Berechnungen der Rippe R1, aus Tabelle 3-8

^bbestes Ergebnis der Robustheitsbewertung

Im Fall der Lufteinschlüsse zeigt sich, dass die Metamodelle nur ein geringes Prognosepotenzial besitzen. Zum besseren Vergleich der Entwürfe und zur Auswahl der bevorzugten Konfiguration sind diese in Bild 5-18 den DOE-Ergebnissen gegenübergestellt. Im Fall des maximalen korrigierten Lufteinschlusses $f_{g,korr,max}$ weist der mit den COP 2. Grades entwickelte Entwurf eine hohe geometrische Ähnlichkeit zum besten DOE-Ergebnis auf. Bei dem maximalen gewichteten Lufteinschluss $f_{g,gew,max}$ trifft dies auf den Entwurf der COP 3. Grades zu. Trotz des jeweils schlechten Metamodells werden auf diese Weise Entwürfe mit einer hohen geometrischen Ähnlichkeit gefunden. Da jedoch die Ergebnisse der Strömungsberechnung deutlich voneinander abweichen, sollte vor Auswahl eines Entwurfs eine Robustheitsbewertung zur Analyse der Sensitivität des Ergebnisses durchgeführt werden.

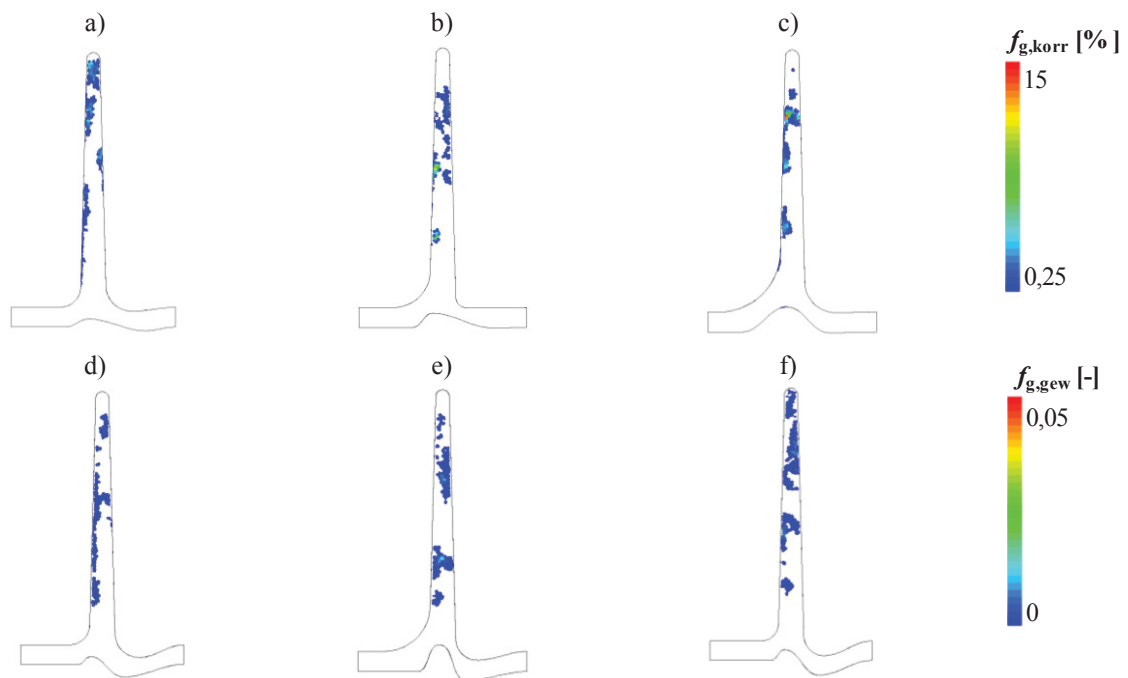


Bild 5-18 Optimalentwürfe für den maximalen korrigierten Lufteinschluss $f_{g,korr,max}$ (a-c) und den maximalen gewichteten Lufteinschluss $f_{g,gew,max}$ (d-f), jeweils von links nach rechts: Bestes DOE-Ergebnis, Optimum bestimmt mit COP 2. Grades (verletzen jeweils die Restriktion der minimalen Wanddicke $t_{w,min} = 2,0$ mm) und COP 3. Grades

Beim maximalen Wanddruck entsprechen die mit dem Metamodell gefundenen Optima im Wesentlichen der Standardrippe R1. Beim DOE werden mit gegengeformten Entwürfen beim maximalen quasistationären Wanddruck $p_{w,max}$ niedrigere Werte als bei R1 erzielt, was von physikalischer Seite jedoch unplausibel erscheint. Daher wird davon ausgegangen, dass dieser Wert auf eine verfrühte Umschaltung von Berechnungsphase A auf B zurückzuführen ist (s. Abschnitt 3.2.4.2). Zudem ist die Robustheit solcher Entwürfe vor dem Hintergrund üblicher Fertigungstoleranzen zu hinterfragen. Aus Plausibilitätsgründen wird daher nicht davon ausgegangen, dass wesentliche Abweichungen der Geometrie von R1 zu einer weiteren Verbesserung der Zielfunktion beitragen. Ähnliches gilt für die Zielfunktion der *Weberzahl* We .

Beim Brandrisspotenzial Br tritt ebenfalls eine große Ähnlichkeit hinsichtlich der Geometrie und der relativen Verteilung der Zielfunktion zwischen bestem DOE-Entwurf und dem Optimum der COP 2. Grades auf (Bild 5-19). Allerdings weichen die Absolutwerte der

Strömungsberechnungen deutlich voneinander ab. Um diese Zielgröße zukünftig weiter zu untersuchen, ist eine stationäre Rechnung besser geeignet, da hierdurch bei vergleichbarer Rechenzeit die Randschicht feiner aufgelöst werden kann. Gleichzeitig wird dadurch die zeitlich abhängige Komponente umgangen, die für diese Zielfunktion weniger wesentlich ist.

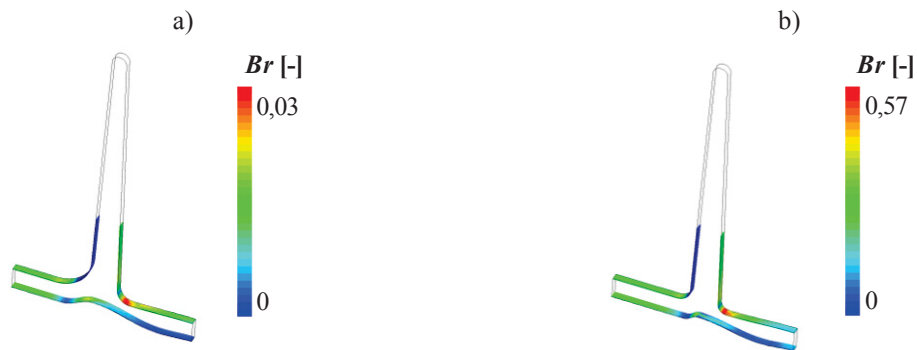


Bild 5-19 Entwürfe des Brandrisspotenzials Br , a) bester DOE-Entwurf und b) Optimum mit COP 2. Grades bestimmt

Zwei der mit COP 2. und 3. Grades entwickelten Entwürfe zur Maximierung der Bruchkraft F_b zeigen eine Verletzung der Restriktion der minimalen Wanddicke $t_{w,min}$. Daher wird der mit den COP 3. Grades entwickelte Alternativentwurf präferiert, dessen Bruchkraft beinahe der der anderen Optima entspricht (vgl. Tabelle 5-9). Dieser Entwurf weist zudem eine hohe Ähnlichkeit der Geometrie und der Lufteinschlüsse zum besten DOE-Ergebnis auf, wie es auch Bild 5-20 entnommen werden kann. Zur Prüfung, ob es sich bei dem DOE-Ergebnis der Beanspruchbarkeit um einen Ausreißer handelt, wurde in Abschnitt 5.3.5 mit dieser Konfiguration eine geometrische Robustheitsbewertung durchgeführt. Das beste Ergebnis dieser Bewertung ist ebenfalls aufgeführt. Dadurch zeigt sich, dass es sich bei dem DOE-Ergebnis zwar um einen Ausreißer handelt, die geometrische Konfiguration sich jedoch auch durch die Metamodell-basierte Optimierung ergibt. Da eine Korrelation von Bruchkraft und dem Weg bis zum Bruch vorliegt wird dieser Entwurf auch zur Maximierung dieser Zielfunktion empfohlen.

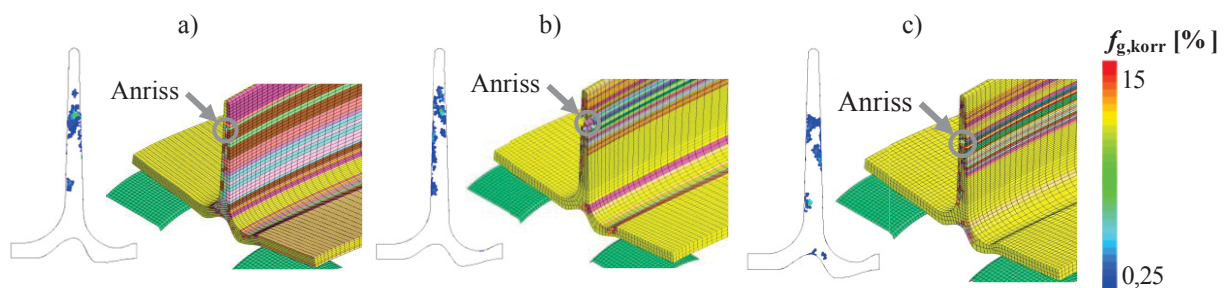


Bild 5-20 Optima der Bruchkraft F_b , a) mit COP 3. Grades ermittelt, b) bestes DOE-Ergebnis, c) bester Entwurf im Rahmen der Robustheitsbewertung

Um die deterministischen Ergebnisse und deren Optimierungspotenziale abschließend zu visualisieren, werden in Bild 5-21 die in Tabelle 5-11 aufgeführten Entwürfe mit den Ergebnissen der Basisentwürfe (vgl. Tabelle 3-8 bzw. Abschnitt 3.3.4) verglichen. Hierbei sind der beste DOE-Entwurf $z^*_{doe}(\mathbf{x}^*)$, das mit dem Metamodell bestimmte Optimum $\tilde{z}^*(\tilde{\mathbf{x}}^*)$ sowie dessen nachsimulierter Wert $z(\tilde{\mathbf{x}}^*)$ visualisiert. Als Vergleichsbasis der relativen

Gegenüberstellung dient R1, wobei die in diesem Abschnitt beschriebenen Einschränkungen der Modellqualität und Plausibilität zu berücksichtigen sind. Gleichzeitig ist zu beachten, dass die aufgezeigten Optimierungspotenziale für die deterministischen Optima gelten, entsprechende Kompromissentwürfe weisen u. U. niedrigere Potenziale auf.

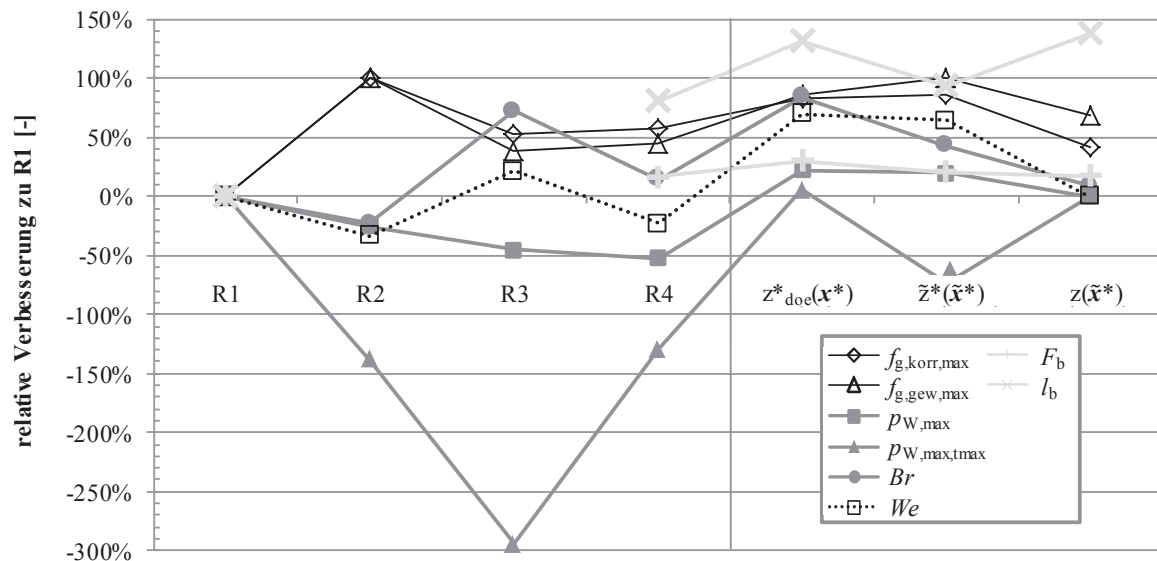


Bild 5-21 Grafische Darstellung der relativen Verbesserungspotenziale der unterschiedlichen Zielfunktionen gegenüber dem Basisentwurf R1

Als Ergebnis der Rippenuntersuchungen kann festgehalten werden, dass durch geometrische Anpassungen der Rippenwurzel die Beanspruchbarkeit erhöht werden kann. Beim Einsatz der vorgestellten Entwürfe ist allerdings zu berücksichtigen, dass dadurch höhere Schädigungen des Formeinsatzes im Bereich der Rippe entstehen und zudem eine Beeinflussung des Schmelzestroms stattfindet, wodurch sich Negativeinflüsse auf das dahinter liegende Bauteil ergeben können. Sofern diese Effekte vermieden werden sollen und die Rippe weniger strukturell relevant ist, ist eine Standardrippe im Stil von R1 zielführend.

Zur Entwicklung von Optima zur Maximierung der Beanspruchbarkeit hat sich die Modellqualität als gut erwiesen. Was die übrigen Zielfunktionen angeht, kann ein Trend abgeleitet werden, um daraus eine Optimalgeometrie zu entwickeln. Zur Ableitung absolut gesehen aussagefähiger Werte sind jedoch Validierungsstudien und höhere Modellfeinheiten vorzusehen. Da es bei den getroffenen Abstrichen in der Modellqualität nicht ausgeschlossen werden kann, dass Ausreißerergebnisse entstehen, empfiehlt es sich Metamodelle einzusetzen, um die Ergebnisse zu glätten und den globalen Trend zu approximieren. Als zusätzliches Mittel können Robustheitsuntersuchungen verwendet werden.

6 Zusammenfassung

Leichtbau ist eine der wesentlichsten Maßnahmen, um Fahrzeuge zukünftig noch effizienter zu gestalten. Leichtmetallgussbauteile aus Aluminium und Magnesium, die im Kaltkammerdruckgussverfahren hergestellt werden, sind dabei eine wirtschaftliche Möglichkeit mit Funktionsintegration und Werkstoffsubstitution Gewichtspotenziale zu erschließen. Als wesentliche Herausforderungen der mit dieser Fertigungstechnologie hergestellten Bauteile sind die inhomogenen Werkstoffeigenschaften sowie der Verschleiß der Formeinsätze zu nennen. Diese Effekte wurden in dieser Arbeit mit dem Hilfsmittel der geometrischen Formoptimierung reduziert. Konkret wurden dafür Strömungs- und Strukturoptimierungen an wiederkehrenden Grundgeometrien, wie Umlenkungen und Rippen, durchgeführt.

Um diese Arbeit ggü. existierenden Konstruktionsvorschriften und Forschungsansätzen zur gusspezifischen Optimierung abzugrenzen, wurde eine umfassende Literaturrecherche durchgeführt. Hierbei zeigte sich, dass bislang nur wenige Untersuchungen die multidisziplinäre, fertigungsbezogene Formoptimierung von Druckgussbauteilen behandeln.

Um die gekoppelten Formoptimierungen durchzuführen, wurden geometrische, strömungs- und strukturmechanische Modelle erstellt und diese dann im Anschluss mit Hilfe des Parameteroptimierers *Isight* miteinander gekoppelt und deterministische Optima bestimmt. Da es sich um Mehrzielprobleme handelte, wurden entsprechende Kompromissentwürfe erarbeitet. Um zu bewerten, inwiefern die entwickelten Geometrien auch unter Einfluss streuender Randbedingungen, wie die des Materials, der Anströmgeschwindigkeit und der Geometrie reagieren, wurde zuletzt jeweils die Robustheit analysiert.

Zur Automatisierung der Geometrieänderungen wurden parametrisch-assoziative Modelle auf Basis von CATIA V5 aufgebaut, die mit Hilfe von Skripten und Textdateien extern angesteuert werden können. Für die Umlenkung wurden zwei Entwurfsmodelle (EM) erstellt, wobei EM I im Basisentwurf einen Innenradius von 30 mm und EM II einen von 3 mm aufweist. EM I soll dem Optimierer mit 11 Entwurfsvariablen die größtmöglichen Freiheitsgrade zur Findung des Optimums geben, während EM II einem realistischeren Entwurfsraum mit 5 Entwurfsvariablen entspricht. Die Rippenentwürfe sind so dimensioniert, dass alle eine vergleichbare geometrische Steifigkeit aufweisen. Auf diese Weise soll bewirkt werden, dass Verbesserungen der Beanspruchbarkeit lediglich durch eine Anpassung der Rippenwurzel mit 6 Entwurfsvariablen erreicht werden.

Zur Berechnung der strömungsmechanischen Phänomene wurden zwei Modelle auf Basis von *STAR-CCM+* erarbeitet, wobei neben einer hohen Rechengenauigkeit auch wirtschaftliche Rechenzeiten im Hinblick auf die Optimierung im Vordergrund standen. Mit einem stationär durchströmten, einphasigen Modell konnte der durchströmte Zustand einer Geometrie, ohne Berücksichtigung der Fließfront, abgebildet werden und wurde vorwiegend für die Umlenkung verwendet. Um Lufteinschlüsse in der Rippe simulieren zu können, wurde zudem ein gröber aufgelöstes, transientes Mehrphasenmodell erstellt. Zur Modellierung der Turbulenz wurde das SST- $k-\omega$ -Modell eingesetzt. Zu den wesentlichen Modellvereinfachungen zählen die isotherme Berechnung und die zweidimensionale Berücksichtigung des Strömungsfelds. Mit beiden Modellen wurden umfassende virtuelle

Validierungsstudien durchgeführt, um die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten. Die abgeleiteten Zielfunktionen wurden in lokal verbleibende Defekte, Effekte mit globaler Auswirkung und lokale Verschleißkenngrößen eingeteilt. Die erste Gruppe quantifiziert die Lufteinschlüsse, wobei gemittelte, maximale und positionsabhängig gewichtete Werte unterschieden wurden. Die Zweite umfasst eine aus der *Weberzahl* abgeleitete Kriteriumsfunktion, die durchschnittlich in die Schmelze eingebrachte Luft und Oxide quantifizieren soll. Nach einem ähnlichen Prinzip wurden Kavitationseffekte berücksichtigt und zudem der Druckverlustbeiwert berechnet. Die dritte und letzte Gruppe berechnet den maximalen Wanddruck, die maximale Wandschubspannung und das sog. Brandrisspotenzial, um lokale Schädigungen der Formoberfläche zu charakterisieren.

Um die simulierten Defekte in die Strukturberechnung mit *ANSA* und *LS-Dyna* einzubringen, wurde ein Materialverteilungsmodell erarbeitet, welches abhängig von den simulierten Lufteinschlüssen die Bruchdehnung reduziert. Hierbei wurden ausschließlich füllungs-basierte Defekte berücksichtigt, da sich gezeigt hat, dass schwindungsbedingte Poren für den untersuchten Lastfall zu vernachlässigen sind. Zudem wurde im Vorfeld ermittelt, wie entscheidend die Ausprägung von lokalen mechanischen Eigenschaften ggü. Eigenspannungen oder dem Lastfall sind. Hierbei zeigte sich, dass vor allem bei einer Biegebelastung die Ausprägung lokaler Defekte eine wesentliche Auswirkung auf die Ergebnisse hat. Zur Erstellung des Materialverteilungsmodells wurde ein Versuchsträger herangezogen, der im *Thixomolding*-Verfahren mit der Magnesiumlegierung MgAl6Mn (AM60) im Rahmen eines Vorgängerprojekts gefertigt und untersucht wurde. Aufbauend auf den Ansätzen von *Gokhale*, *Lee* und *Weiler* wurden *MagmaSoft*-Gießsimulationsergebnisse des Versuchsträgers mit Zugversuchsergebnissen korreliert und eine eigene Funktion abgeleitet. Als Materialmodell wurde ein *Mat24* eingesetzt, welches ein Verhalten nach *von Mises* abbildet. Die Modellierung des Versagens erfolgte durch Löschung der Elemente bei Erreichen der elementabhängigen Bruchdehnung, was durch Zug- und Bauteilversuche validiert wurde. Die Beanspruchbarkeit der Rippen wurde mit einem Dreipunktbiegebelastfall bestimmt und die Bruchkraft und der Verfahrweg der Stempel bis zum Bruch ausgewertet.

Zur Formoptimierung der Umlenkung wurden zunächst Versuchspläne (DOE) mit dem *Optimal Latin Hypercube*-Verfahren erstellt, um eine gleichmäßige Abtastung des Entwurfsraums zu erreichen. Zur Optimierung wurden bei EM I Metamodelle auf Basis von *Elliptical Basis Functions* genutzt, bei EM II wurde ausgehend vom besten DOE-Ergebnis mit einem Algorithmus des Typs der Sequentiellen Quadratischen Programmierung optimiert. Als Zielfunktionen wurden der maximale Wanddruck und die maximale Wandschubspannung herangezogen, deren deterministische Optima in Bild 6-1 dargestellt sind. Im Fall von EM I zeigte sich, dass die Entwurfsvariablen zur Beeinflussung der Krümmung und der Querschnittsänderung zu den Wesentlichsten gehörten. Der dargestellte Kompromissentwurf (a) erlaubt eine Absenkung der maximalen Wandschubspannung um 16 % und die des Wanddrucks um 2,6 % ggü. dem Basisentwurf. Die Änderungen von EM II sind optisch deutlicher zu erkennen, wobei der Kompromissentwurf (d) eine Reduktion der Zielfunktionen um ca. 40 % bzgl. der Wandschubspannung und 9 % beim Wanddruck erlaubt. Die jeweiligen deterministischen Optima (b, c), die nur eine der Zielfunktionen berücksichtigen, weisen höhere Optimierungspotenziale auf. Die Robustheitsbewertung der deterministischen Optima

von EM II zeigte, dass übliche Fertigungstoleranzen bei der Geometrie den wesentlichsten Einfluss haben. Hinsichtlich der Zielfunktion des maximalen Wanddrucks weist das Ergebnis bessere Werte als der Basisentwurf bei vergleichbarer Robustheit auf. Bei der maximalen Wandschubspannung zeigt sich dagegen ein deutlich unrobusteres Verhalten, wobei die Mehrzahl der Ergebnisse dennoch besser als der Basisentwurf war. Daher sollten durch geeignete Toleranzfelder ungünstige Entwürfe vermieden werden. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich erwartungsgemäß im größeren Entwurfsraum absolut gesehen bessere Ergebnisse erzielen lassen, wobei zu bemerken ist, dass dieser oftmals nicht zur Verfügung steht. In diesem Fall bieten die Optima von EM II hohe Potenziale, die bei einzelner Betrachtung der deterministischen Optima vergleichbar mit denen von EM I sind.

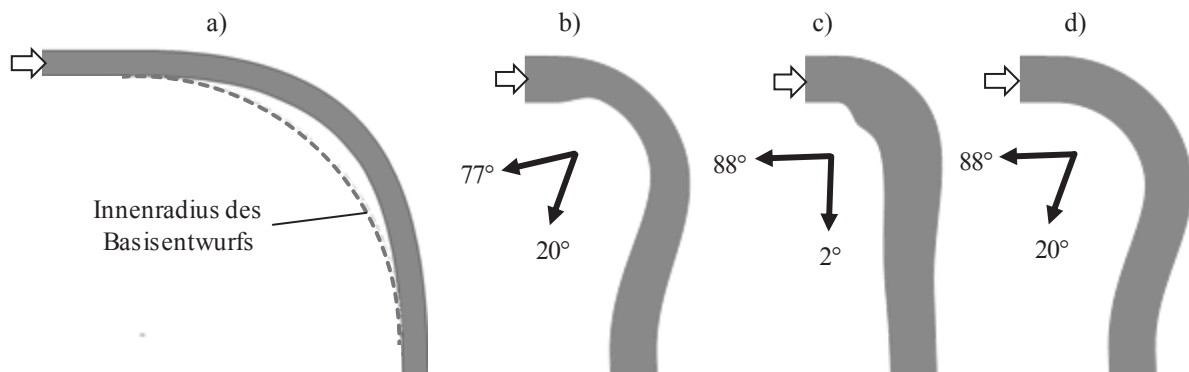


Bild 6-1 Deterministische Optima von a) EM I und von EM II b) bzgl. des maximalen Wanddrucks, c) bzgl. der maximalen Wandschubspannung und d) Kompromissentwurf

Zur Optimierung der Rippe wurde ebenfalls ein DOE mit ca. 750 Funktionsaufrufen durchgeführt. Da es aufgrund der deutlich komplexeren und gekoppelten Analysemodelle jedoch zu einer verstärkten Streuung der Ergebnisse kam, wurden Metamodelle vom Typ Orthogonaler Polynome nach *Chebyshev* zur Bestimmung der Optima verwendet. Zur Optimierung auf den Metamodellen dienten genetische Algorithmen. In Bild 6-2 sind die gefundenen deterministischen Optima dargestellt, wobei die Beanspruchbarkeit in Form der Bruchkraft bei einem Dreipunktbiegebelastfall die wesentlichste Zielfunktion dargestellt hat und ein Optimierungspotenzial von ca. 18 % ggü. dem Basisentwurf einer Standardrippe bietet. Dieser Entwurf wurde zudem einer geometrischen Robustheitsbewertung unterzogen und weist eine geringere Streuung der Zielfunktion als der Basisentwurf einer Standardrippe auf.

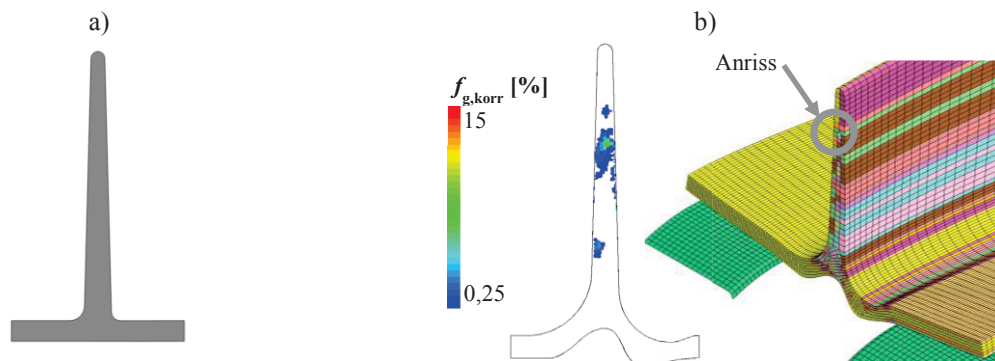


Bild 6-2 a) Empfohlener Entwurf, um lokale Formverschleißeffekte und globale Einflüsse auf das dahinter liegende Bauteil zu minimieren, b) Optimum der Beanspruchbarkeit

7 **Ausblick**

Im Rahmen dieser Arbeit wurden mehrere strömungs- und strukturmechanische Modelle zur Simulation der Vorgänge während der Gussbauteilfertigung und deren Auswirkung auf das Beanspruchungsverhalten entwickelt. Mit diesen Modellen war es möglich, formoptimierte Entwürfe an den Geometrien einer Umlenkung und einer Rippe zu erarbeiten. Mit diesen kann die Schädigung der Werkzeugform reduziert und die Beanspruchbarkeit erhöht werden. Im Folgenden werden Verbesserungs- und Erweiterungsvorschläge hinsichtlich der Modellbildung, der Optimierung, Validierung und Ausweitung der Methode ausgeführt.

Hinsichtlich des geometrischen Modells können alternative Parametrierungen erarbeitet werden, um zu überprüfen, ob sich vergleichbare Optimalentwürfe bei den Formoptimierungen einstellen. Des Weiteren gibt es die Möglichkeit symmetrische Entwürfe zu erarbeiten, wodurch die Anwendbarkeit der Geometrien, ohne Berücksichtigung der Anströmrichtung, zunimmt. Bei den Untersuchungen an der Rippe hat sich gezeigt, dass sickenförmige Profile Potenziale zur Reduktion verschiedener Zielfunktionen aufweisen. Zur weitergehenden Analyse kann ein bauraumreduziertes Modell erarbeitet werden, um damit Optimierungen durchzuführen. Grundsätzlich kann die in dieser Arbeit entwickelte und angewendete Optimierungsmethode für weitere Grundgeometrien, wie bspw. Verzweigungen oder Querschnittsübergänge, angewendet werden.

Das transiente Mehrphasenmodell zur Simulation der Fließfront und der Lufteinschlüsse kann durch eine feinere Diskretisierung hinsichtlich der Rechengenauigkeit noch verbessert werden. Um damit jedoch weiterhin Optimierungen durchführen zu können, muss dann eine entsprechend höhere Rechenkapazität zur Verfügung stehen. Gleichzeitig kann das Modell auch bei der Optimierung der Umlenkungen angewendet werden, um alle entwickelten Zielfunktionen und transiente Effekte berücksichtigen zu können. Bei beiden Geometrien kann zudem geprüft werden, wie sich dreidimensionale Effekte, bei einer Variation des Anströmwinkels, auswirken. Es gilt auch zu analysieren, wie sich nicht-ausgebildete und gestörte Füllfronten auf das Optimierungsergebnis auswirken. Hinsichtlich der aus den Modellen abgeleiteten Zielfunktionen können alternative Möglichkeiten zur Akkumulation von physikalischen Kenngrößen betrachtet werden und zusätzliche Kenngrößen, wie z. B. die Luftkontaktzeit oder eine Quantifizierung der Größe der Schmelzefront, erarbeitet werden. Sofern ein relevanter mechanischer Lastfall vorliegt, kann es sinnvoll sein auch den Erstarrungsvorgang zu simulieren. Damit können schwindungsbedingte Defekte und das sich ausbildende Gefüge berücksichtigt werden und es entsteht das Potenzial Eigenspannungen zu berücksichtigen.

Bei den strukturmechanischen Betrachtungen hat sich diese Arbeit auf die quasistatische Biegebelastung der Rippe beschränkt, wobei der Rippenkamm auf Zug beansprucht wird. Weiterführend sollten weitere Grundlastfälle, wie z. B. eine Druckbelastung des Kamms untersucht werden. Zudem ist das Verhalten ggü. anderen Belastungsarten oder der Betriebsfestigkeit zu überprüfen. Auch im Fall der Umlenkung können strukturmechanische Randbedingungen berücksichtigt werden. Es ist jeweils zu prüfen, ob dann ein komplexeres Materialmodell, welches die Effekte von Spannungsmehrachsigkeiten und Schädigungen

berücksichtigt, angewendet werden muss. Da das erarbeitete Materialverteilungsmodell auf der Legierung MgAl6Mn (AM60) basiert, kann dieses auf weitere Legierungen und Fertigungsverfahren ausgeweitet werden. Sofern die Möglichkeit besteht, weitere Defekte über Fertigungssimulationen hinreichend genau zu modellieren, können auch diese in der Strukturberechnung berücksichtigt werden.

Die DOE-basierte Optimierungsstrategie hat sich bei den untersuchten Grundgeometrien als zielführend herausgestellt. Um Rechenzeit bei zukünftigen Projekten einzusparen, kann jedoch überprüft werden, ob bspw. mit gradientenbasierten Verfahren vergleichbare Ergebnisse mit geringerem Rechenaufwand erzeugt werden können. Im Fall der Rippe gilt es zu analysieren, ob mit verbesserten Analysemodellen die Streuung der Ergebnisse abnimmt. In diesem Zug kann auch die Suche nach einem noch besser geeigneten Metamodell intensiviert werden. Zudem sollte überprüft werden, wie sich die Form der Rippenwurzel bei alternativen Kammhöhen und Anströmgeschwindigkeiten entwickelt. Idealerweise kann eine allgemeingültige Rippenwurzel erarbeitet werden, die bei allen Rippenformen ein Optimierungspotenzial aufweist. Sowohl mit der Umlenkung als auch der Rippe können Robustheitsoptimierungen durchgeführt werden, um die Entwürfe mit den geringsten Streuungen zu finden. Sofern eine Ausweitung der Zielfunktionen möglich ist, ist bei Geometrien ohne Totwassergebiet, wie der Umlenkung, die Anwendung von Topologieoptimierungen zu prüfen. Mit einer Anpassung des Entwurfsraums kann damit u. U. auch die Rippe untersucht werden.

Ein wesentlicher Schritt zur Fortführung der Untersuchungen ist die Validierung der ausgewiesenen Optimierungspotenziale mit Proben- und Bauteilversuchen. Dies kann bspw. mit Hilfe eines generischen Bauteils erfolgen, bei dem ein direkter Vergleich zwischen Basisentwürfen und den gefundenen Optima angestellt werden kann. In diesem Zusammenhang ist eine Korrelation abzuleiten, wie sich versuchstechnisch ermittelte Verschleißgrößen aus strömungsmechanischen Kenngrößen, wie den hier untersuchten Zielfunktionen, prognostizieren lassen. Zusätzlich ließe sich daraus ableiten, inwiefern die neuen Geometrien die Leistungsfähigkeit des (dahinter liegenden) Bauteils beeinflussen. Darüber hinaus können die Gießversuche genutzt werden, um das strömungsmechanische Modell zu validieren. Mit Hilfe von Teilschüssen könnte zum Beispiel ansatzweise das zeitliche Füllverhalten der Rippen überprüft werden. Alternativ könnte die strömungsmechanische Validierung mit Wasserkanalversuchen erfolgen. Im letzten Validierungsschritt können die entwickelten Geometrien in ein Realbauteil eingebracht werden, um die Optimierungspotenziale auch unter seriennahen geometrischen und fertigungstechnischen Randbedingungen zu bestätigen (vgl. Anhang 45).

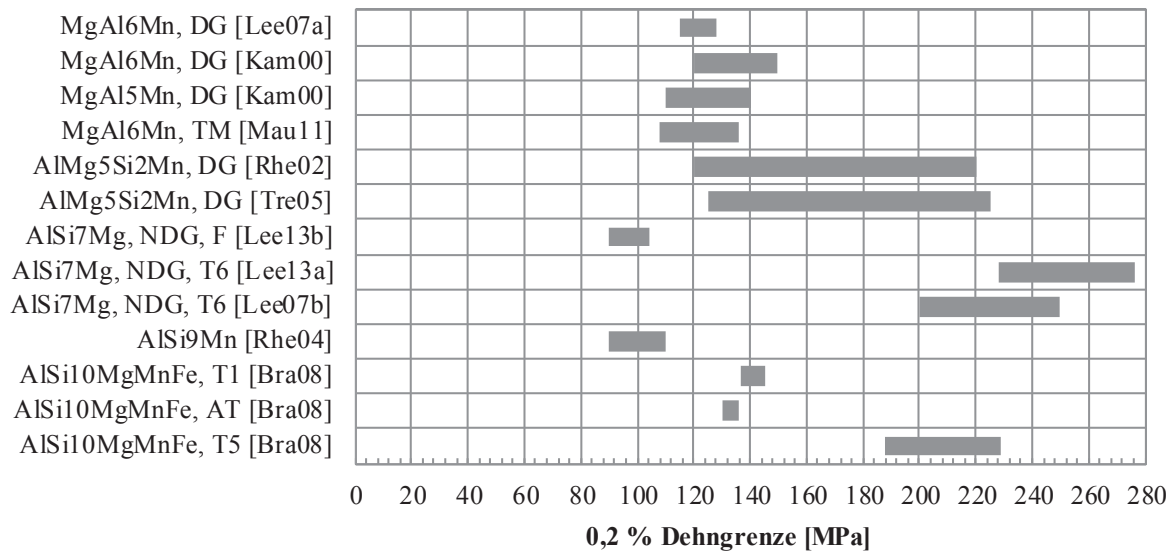
Um die optimierten Geometrien auch im Serienprozess einsetzen zu können, ist eine entsprechende Eingliederung in den Produktentwicklungsprozess vorzunehmen. Zunächst ist zu analysieren, an welchen Stellen im Bauteil das höchste Anwendungspotenzial hinsichtlich einer Reduktion von Defekten und Schädigungen besteht und welche fertigungstechnischen Restriktionen vorliegen. Zur einfacheren Handhabung können die Entwürfe in einer digitalen Datenbank mit Hilfe von CATIA V5 *Powercopies* abgerufen werden, um dann automatisiert in die Konstruktion eingebunden zu werden.

Anhang

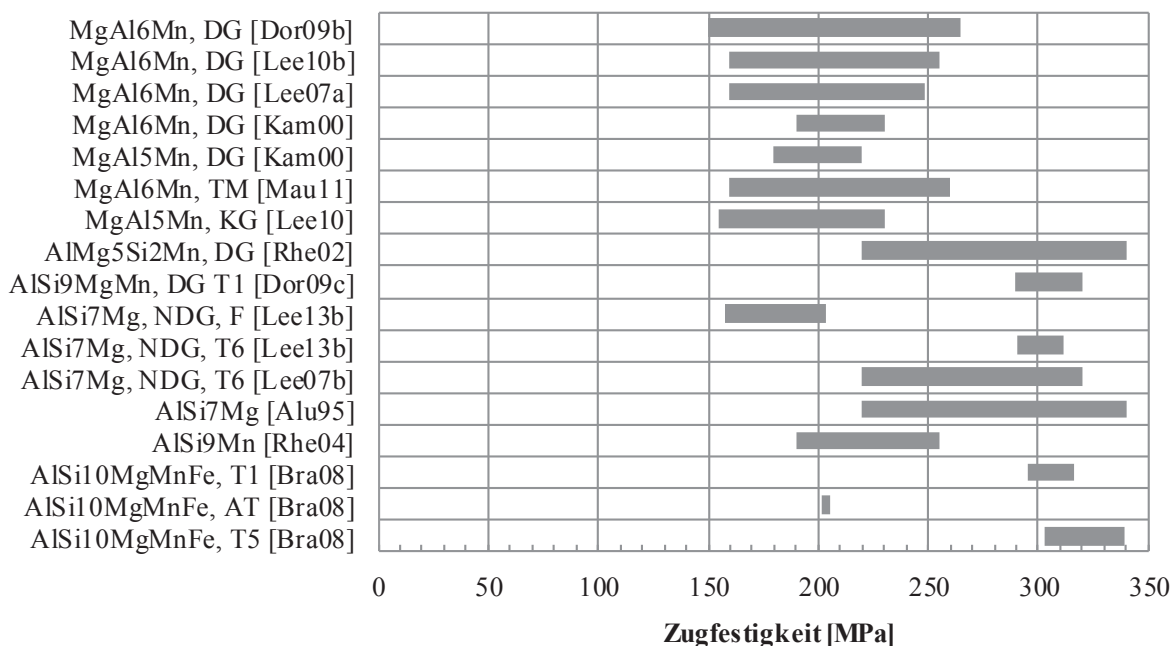
A1 Grundlagen

Anhang 1 **Verbreitete Aluminium- und Magnesiumgusslegierungen im automobilen Umfeld. (Weitere Informationen zur Gießbarkeit oder weiteren spezifischen Eigenschaften der Legierungen können [Har13] [Hon08] [VDD08] bzw. den angegebenen Quellen entnommen werden.)**

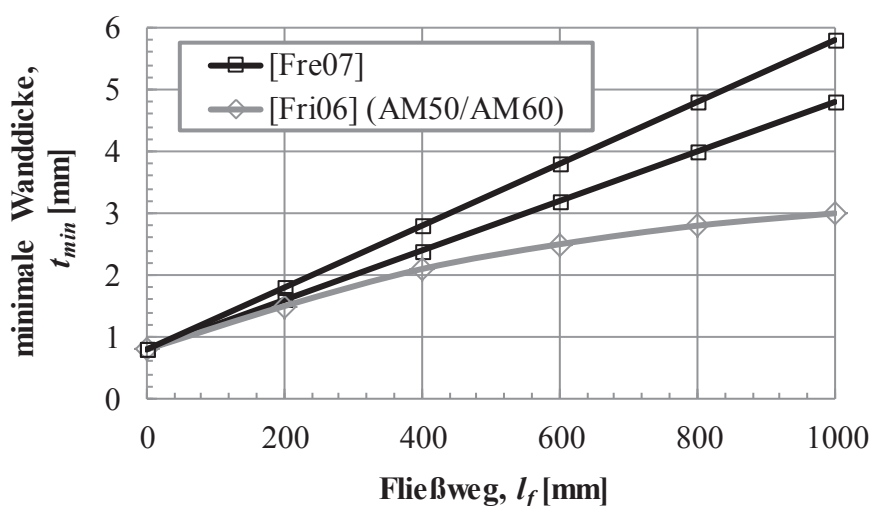
Legierung	Alternative Bezeichnung	Zustand	Anwendungsbeispiele	Quelle	
Aluminium EN AC-	AlMg5Si2Mn	Magsimal59 [®]	naturhart	Strukturbauteile	[Rhe02] [EAA11]
	AlSi7Mg0.3	A356	wärmebehandelt	Räder, Fahrwerksteile	[EAA11]
	AlSi7Mg mod.	C611	wärmebehandelt	Strukturbauteile	[Alc05] [Sie09]
	AlSi9Mn	Castasil37 [®]	naturhart	Strukturbauteile	[Rhe04] [Neu12]
	AlSi9MgMn	Silafont36 [®]	wärmebehandelt	Strukturbauteile	[Rhe03]
	AlSi10MgMnFe	AURAL-2 [®]	wärmebehandelt	Struktur-, Fahrwerksbauteile	[Bra08]
	AlSi11-Gruppe		wärmebehandelt	Strukturbauteile	[Neu12]
	AlSiCu-Gruppe			Kurbelgehäuse, Zylinderköpfe	[EAA11]
Magnesium EN MC-	MgAl5Mn	AM50	naturhart	Strukturbauteile	[Kam00]
	MgAl6Mn	AM60	naturhart	Strukturbauteile	[Kam00]
	MgAl9Zn1	AZ91	naturhart	Gehäusebauteile	[Kam00]



Anhang 2 **Wertebereich der 0,2 % Dehngrenze typischer Aluminium- und Magnesiumlegierungen**



Anhang 3 Wertebereich der Zugfestigkeit typischer Aluminium- und Magnesiumlegierungen



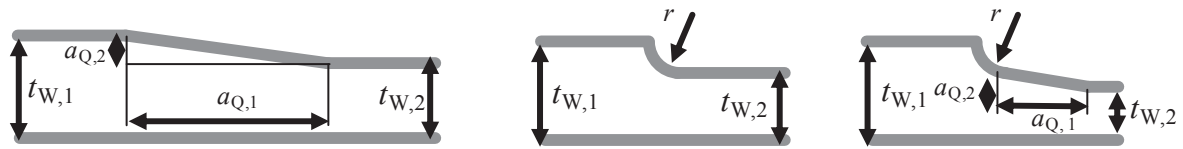
Anhang 4 Empfohlene minimale Wanddicken t_{min} für Magnesium-Druckgussbauteile in Abhängigkeit des Fließwegs l_f , nach [Fre07] und [Fri06]

Anhang 5 Empfohlene (Mindest)-Entformungsschrägen für verschiedene Werkstoffe

	Magnesium	Aluminium	Zink	Kupfer	Kunststoffe	Quelle
Entformungs- schräge α [°]	0,47...2,6	0,55...3	0,33...1,8	0,67...3,7	-	[Fre07] ¹
	0...>2				-	[Fri06]
	$\geq 0,34$	$\geq 0,57$	$\geq 0,18$	$\geq 0,37$	-	[VDD08] ²
	-	-	-	-	0,25...2	[GEP97]

¹Werte für Innenwände, kleinere Winkel für Außenwände zulässig. Betrachtete Tiefenspreizung 10-300 mm

²Werte für Innenwände mit festem Kern, für Außenwände sind kleinere Winkel zulässig

Anhang 6 Konstruktionsempfehlungen für Querschnittsänderungen


Verfahren	Werkstoff	$t_{W,1}$	$t_{W,2}$	r	$a_{Q,1}$	$a_{Q,2}$	Quelle
Druckguss	NE-Metalle	$t_{W,1} + 0,5 \cdot t_{W,2}$	$t_{W,2}$	-	$2 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	-	[NAD12]*
Sand- & Kokillenguss	Aluminium	$0,5 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	$t_{W,2}$	-	-	$1/5 a_1$	[BDG10]*
	Eisen- und NE	-	$< t_{W,1}$	-	$4 \cdot (t_{W,1} - t_{W,2})$	-	[Cha05]
	Eisen	-	$> 2/3 t_{W,1}$	$t_{W,1}$	-	-	[VDG05]
	Eisen & Stahl	-	$< t_{W,1}$	-	$4 \cdot (t_{W,1} - t_{W,2})$	-	[Mee08]
	Stahl	$> 38 \text{ mm}$	$> 2/3 t_{W,1}$	$1/3 \cdot t_{W,1}$	-	-	[SFA85]
k. A.		$< 38 \text{ mm}$	$> 2/3 t_{W,1}$	13 mm	-	-	
		$> 38 \text{ mm}$	$< 2/3 t_{W,1}$	$1/3 \cdot t_{W,1}$	$\geq t_{W,1} - t_{W,2}$	$\sim 1/4 a_1$	
Spritzguss	Kunststoffe	-	$2/3 t_{W,1}$	$3 t_{W,1}$	-	-	[Dup00]

*abgeleitet aus Empfehlungen zur Gestaltung von L-förmigen Umlenkungen mit anschließender Verjüngung

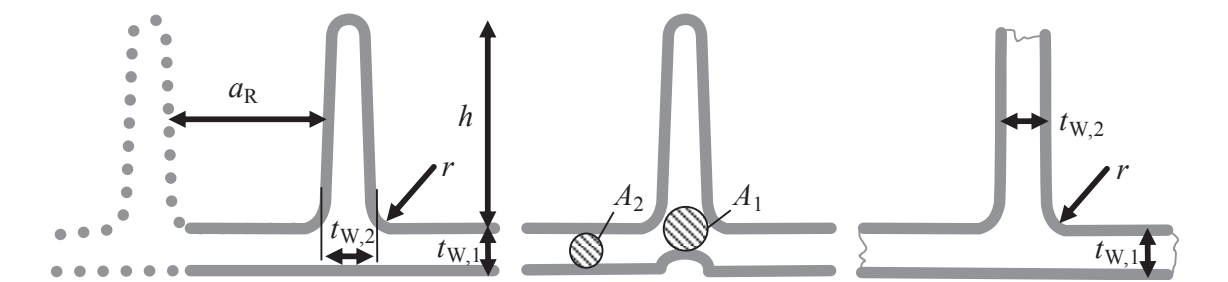
Anhang 7 Konstruktionsempfehlungen für Umlenkungen und L-förmige Querschnitte

	Verfahren	Werkstoff	$t_{W,2}$	r_1	r_2	Quelle
	k. A.	k. A.	$t_{W,1}$	$0,5 \sim 1,0 \cdot t_{W,1}$	$r_1 + t_{W,1}$	[Fri08]
			$< t_{W,1}$	$0,5 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	$t_{W,1} + t_{W,2}$	[Nie09]
	Sandguss	Eisen	$t_{W,1}$	$t_{W,1}$	$2 \cdot t_{W,1}$	[VDG05]
		Eisen	$< t_{W,1}$	$0,5 \cdot (t_{W,1} + t_{W,2})$	$t_{W,1} - t_{W,2}$	[Dan03]
		Eisen & Stahl	$t_{W,1}$	$t_{W,1}/3 \sim t_{W,1}/2$	-	
		Stahl	-	$\leq 0,5 \cdot t_{W,1}$	-	[Mee08]
	k. A.	k. A.	30 mm	$\rightarrow 0 \text{ mm}$	$2 \cdot t_{W,2}$	[Jos09]
			$t_{W,1} \approx 30 \text{ mm}$	$\sim 0,5 \cdot t_{W,2}$	$\sim 2 \cdot t_{W,2}$	[Jos10a] ¹
						[Sax13b] ²
	Spritzguss	Kunststoffe	-	-	$r_1 + t_{W,1}$	[Bay00]
			-	$\geq 0,508 \text{ mm}$	$r_1 + t_{W,1}$	[Bel95]
						[Ros00]

¹beste Ergebnisse innerhalb der durchgeführten Erstarrungssimulationen zur Reduktion von Hot-Spots

²bestes Ergebnis im untersuchten Parameterraum der Optimierung

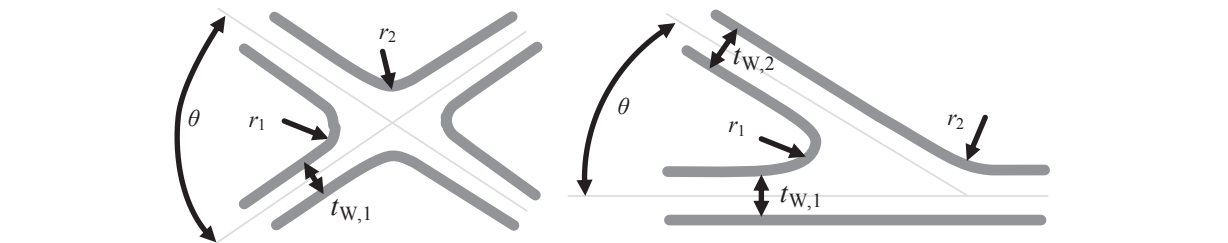
Anhang 8 Konstruktionsempfehlungen für Rippen und T-Stöße



Verfahren	Werkstoff	$t_{W,2}$	r	h	a_R	A_1/A_2	Quelle
k. A.	k. A.	$0,8 \cdot t_{W,1}$	-	-	-	$\sim 1,5$	[Fri08]
	Fe & NE	$0,8 \cdot t_{W,1}$	-	-	-	-	[Cha05]
	Fe	$t_{W,1}$	-	-	-	1,5	[Dan03]
	Fe	$> 2/3 \cdot t_{W,1}$	$0,3 \cdot t_{W,1}$	-	$> 3 \cdot t_{W,2}$	-	[VDG05] ¹
	Fe	$< 2/3 \cdot t_{W,1}$	$0,3 \cdot t_{W,1}$	-	-	-	
	Fe & St	$0,8 \cdot t_{W,1}$	-	-	-	-	[Mee08]
Sandguss	k. A.	$t_{W,1} \approx 36 \text{ mm}$	$\sim 2/3 \cdot t_{W,1}$	$\sim t_{W,1}$	-	-	[Sax13a] ²
		$0,25 \cdot t_{W,1}$	13 mm	$\leq 4,0 \cdot t_{W,1}$	-	-	
		$0,50 \cdot t_{W,1}$	$\leq t_{W,2} \leq$	$\leq 1,5 \cdot t_{W,1}$	$\geq 3 \cdot t_{W,2}$	-	[SFA85]
		$0,75 \cdot t_{W,1}$	25 mm	$\leq 0,5 \cdot t_{W,1}$	-	-	(thermisch neutrale Auslegung)
	St	$1,0 \cdot t_{W,1}$	-	$\leq 1,5 \cdot t_{W,1}$	-	-	
		$1,3 \cdot t_{W,1}$	$0,5 t_{W,2}$	$\leq 1,0 \cdot t_{W,1}$	$\geq 3 \cdot t_{W,2}$	-	
		$2,0 \cdot t_{W,1}$	-	$\leq 0,25 \cdot t_{W,1}$	-	-	
		$0,3 \sim 0,66 \cdot t_{W,1}$	$0,125 \cdot t_{W,1}$	-	$2 \cdot t_{W,1}$	-	[Bay00]
Spritzguss	Kunst-stoffe	$0,5 \sim 0,75 \cdot t_{W,1}$	$0,25 \cdot t_{W,1}$	$\leq 3 \cdot t_{W,1}$	$> 2,5 \cdot t_{W,1}$	-	[Bel95]
		$0,5 \cdot t_{W,1}$	$0,3 \sim 0,5 \text{ mm}$	$\leq 3 \cdot t_{W,1}$	-	-	[Bri07] [Mic95]
		$\leq 0,5 \cdot t_{W,1}$	$\geq 0,25 \sim 0,4 \cdot t_{W,1}$	$\leq 3 \cdot t_{W,1}$	$\geq 2 \cdot t_{W,1} - t_{W,2}$	-	[GEP97] [Nyk07]

¹ $t_{W,1} < 25 \text{ mm}$, ²bestes Ergebnis im untersuchten Parameterraum der Optimierung

Anhang 9 Konstruktionsempfehlungen für X- und Y-Kreuzungspunkte

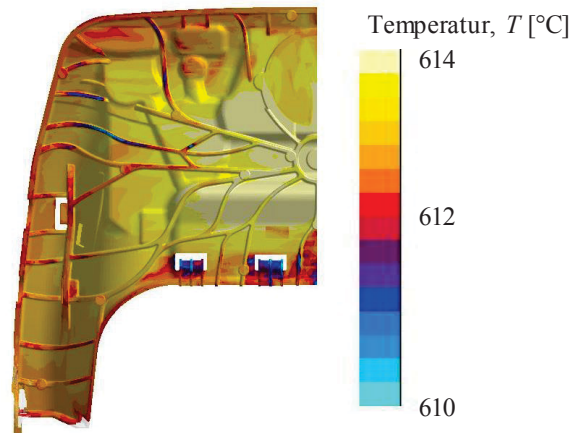


Verfahren	Werkstoff	θ	r_1	r_2	Quelle
		90°	$t_{W,1}$	$t_{W,1}$	[Dyn15]
	NE-Metalle	45°	$0,7 t_{W,1}$	$1,5 \cdot t_{W,1}$	[Fre07]
		30°	$0,5 \cdot t_{W,1}$	$2,5 \cdot t_{W,1}$	[NAD12]
	Zink	$45^\circ - 135^\circ$	$0,5 \cdot t_{W,1}$	$2 \cdot t_{W,1}$	[Zin15]
		$30^\circ - 150^\circ$	$t_{W,1}/3$	$4 \cdot t_{W,1}$	
Sand- und Kokillenguss	Aluminium	90°	$t_{W,1}$	$t_{W,1}$	[BDG10]

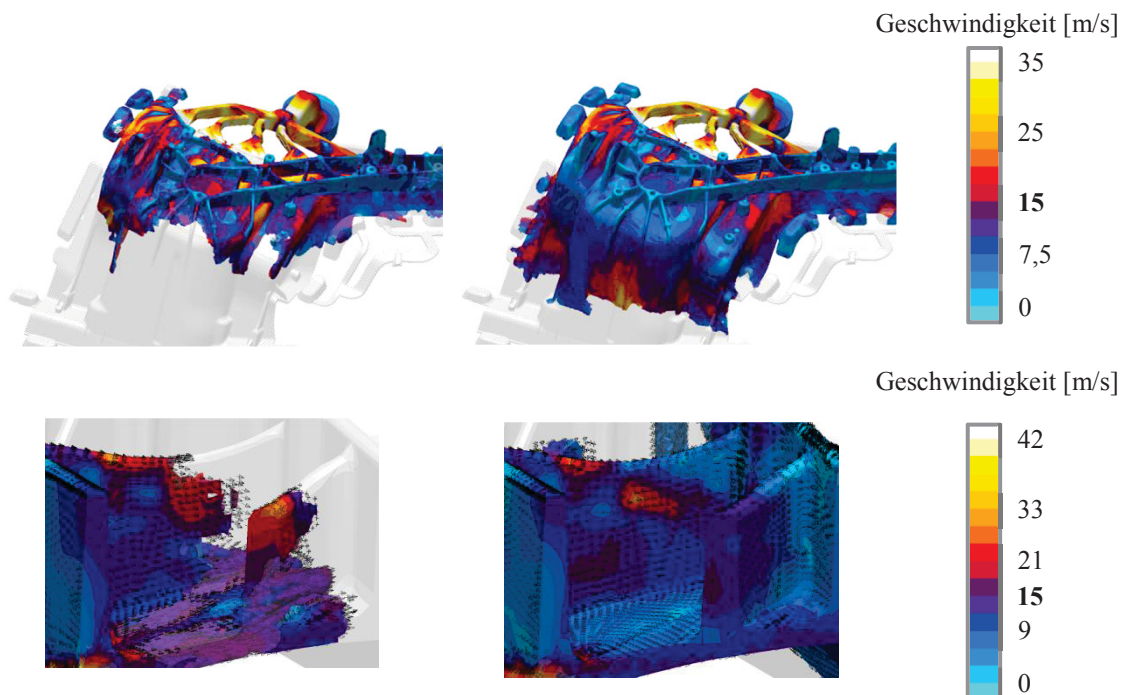
Anhang 10 Auszug aus den Allgemeintoleranzen nach DIN 1688-4 [DINa] für Aluminium und Magnesium Druckgussbauteile, Werte entnommen aus [VDD08]

Raumdiagonale [mm]	Genauigkeitsgrad (GTA)	Formabhängigkeit	Nennmaßbereich [mm]			Dickenmaße [mm]	
			≤ 18	18-30	30-50	≤ 3	3-6
≤ 50	12/5	formgebunden	± 0,11	± 0,14	± 0,16	± 0,13	± 0,15
		nicht-formgebunden	± 0,21	± 0,24	± 0,2	± 0,23	± 0,25
> 500	14/5	formgebunden	± 0,25	± 0,35	± 0,4	± 0,3	± 0,4
		nicht-formgebunden	± 0,55	± 0,65	± 0,7	± 0,55	± 0,65

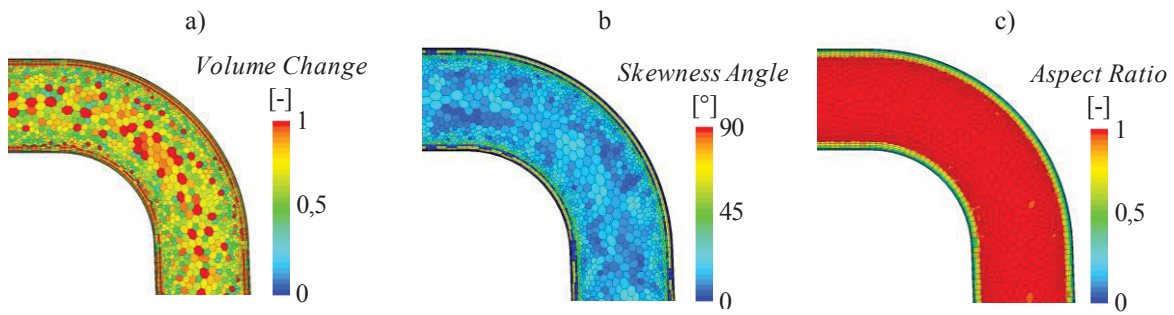
A2 Strömungsmechanische Modellbildung



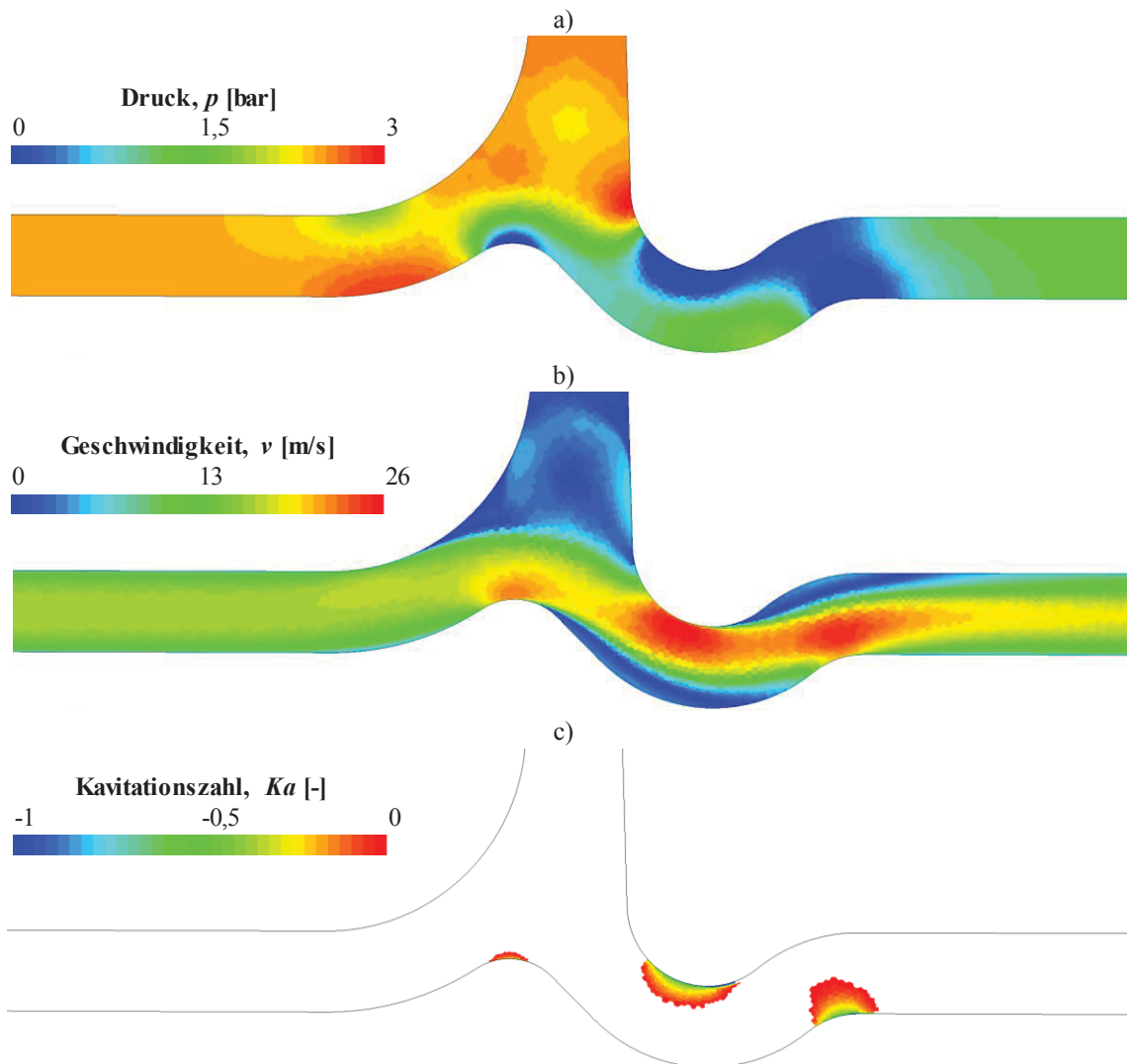
Anhang 11 Temperaturverteilung am Ende der Füllung der Sitzschale aus Bild 3-27, nach [Sch14b]



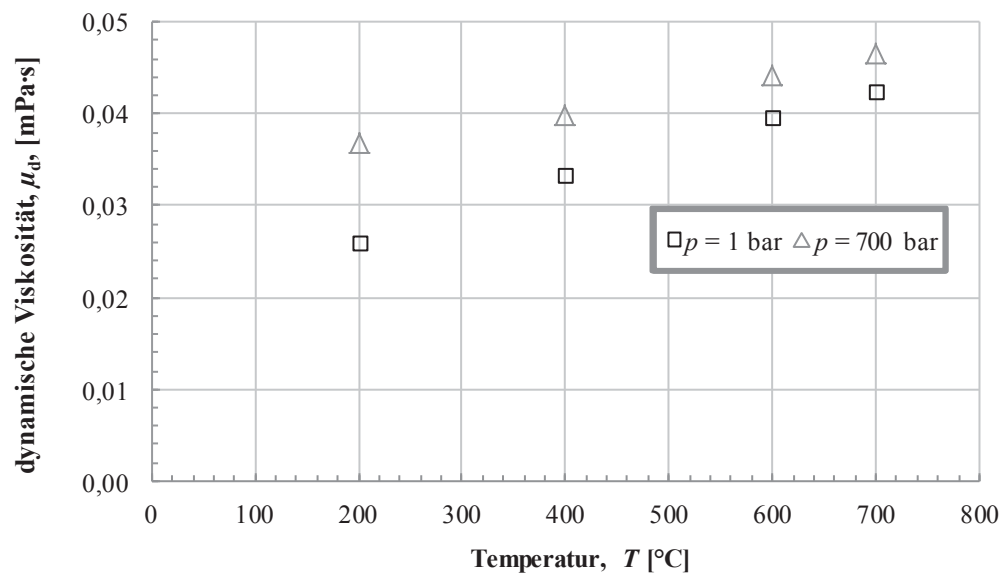
Anhang 12 Geschwindigkeitsverteilung bei der Füllung einer Federbeinaufnahme



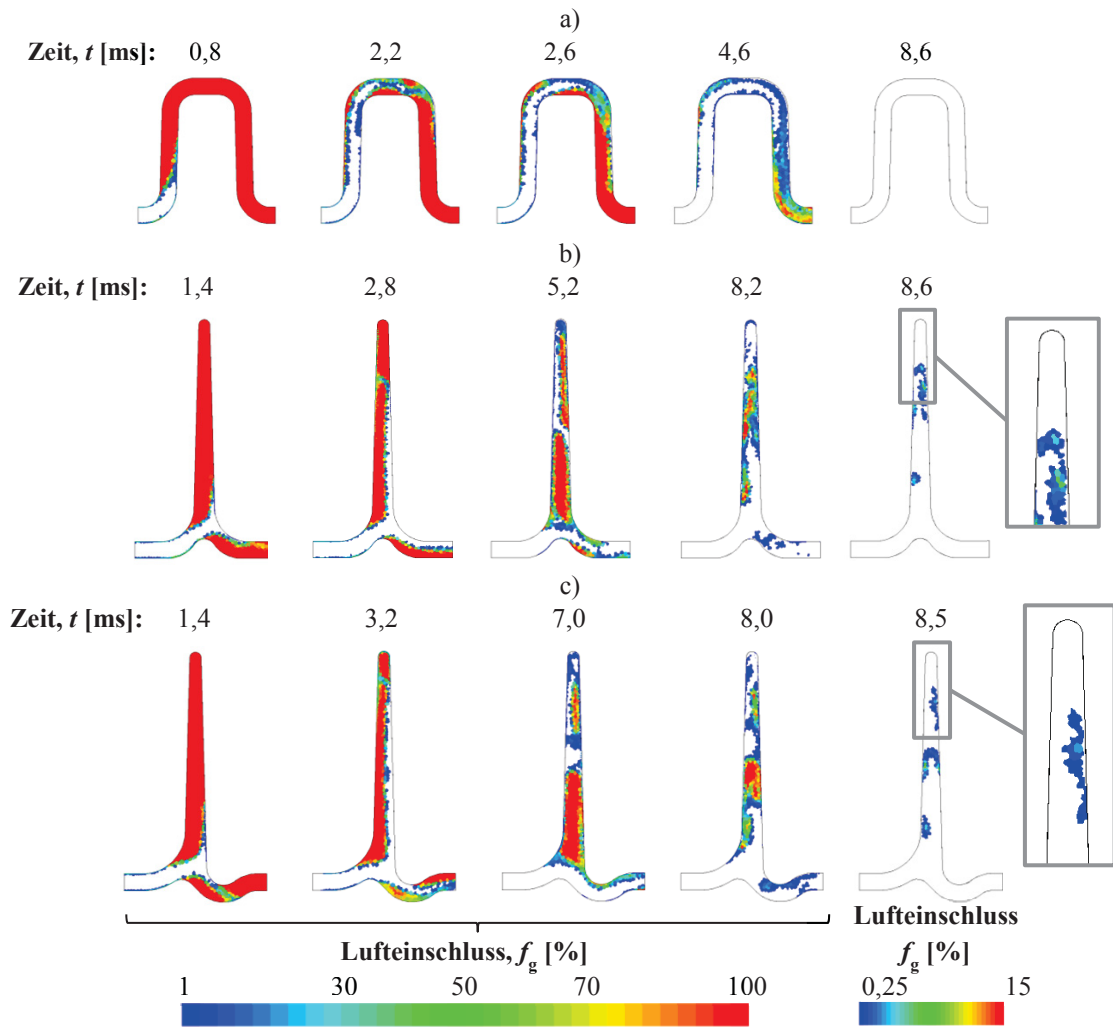
Anhang 13 Bewertung der Netzqualität mit den Kriterien a) *Volume Change* (Volumenunterschied benachbarter Zellen, Zielwert $> 1 \cdot 10^{-5}$), b) *Skewness Angle* (Winkel zwischen dem Verbindungsvektor zweier benachbarter Zellschwerpunkte und dem Normalenvektor der abgrenzenden Fläche, Zielwert $< 85^\circ$), c) *Cell Quality* (Bewertung der Lage des Zellschwerpunkts und der Flächennormalen ggü. den benachbarten Zellen, Idealwert = 1,0) [Sta14]



Anhang 14 a) Druck-, b) Geschwindigkeitsfeld und c) Ausprägung der Kavitationszahl Ka der Rippenwurzel von R4 bei einer Anströmgeschwindigkeit $v_0 = 15$ m/s im quasistationären Fall mit der Schmelze MgAl6Mn (AM60)

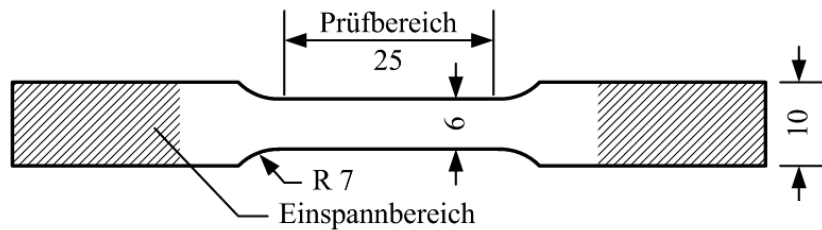


Anhang 15 Abhängigkeit der dynamischen Viskosität μ_d von Luft von der Temperatur und dem Druck, nach [VDI06]

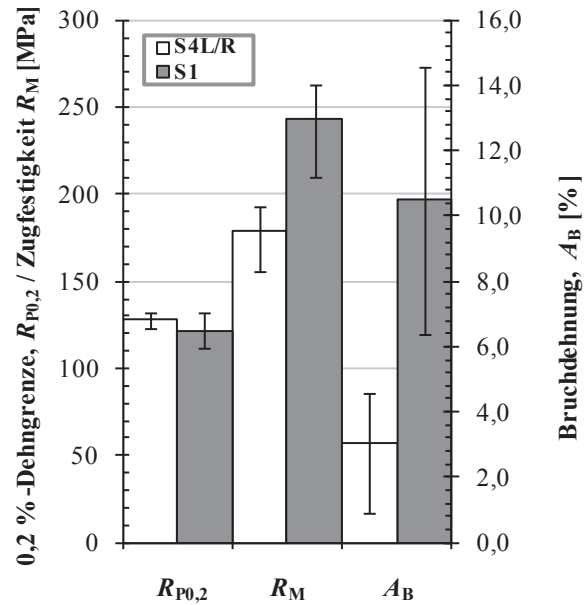


Anhang 16 Füllvorgang der Rippen a) R2, b) R3 und c) R4 mit resultierenden korrigierten Luftabschlüssen $f_{g,korr}$

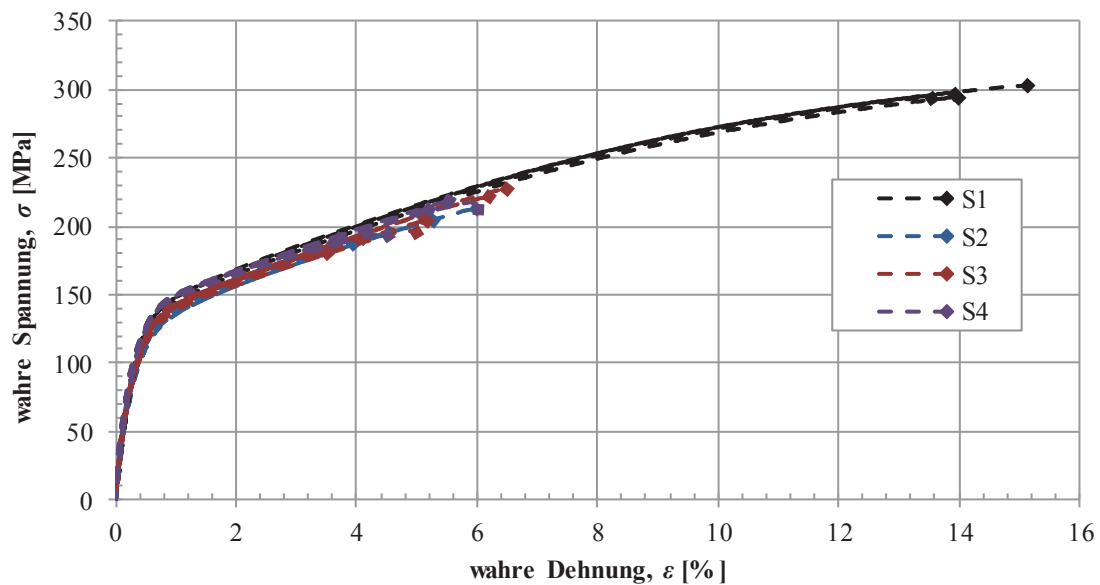
A3 Strukturmechanische Modellbildung



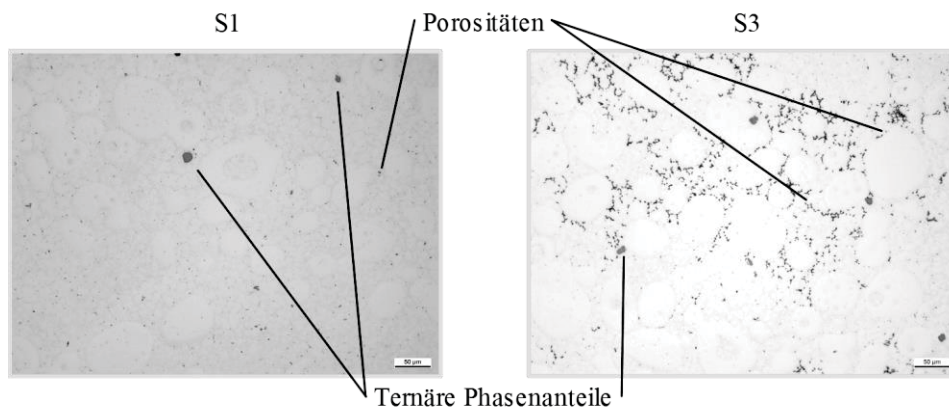
Anhang 17 Geometrie der Uniaxialzugproben (Dicke 2 mm), [Gil10]



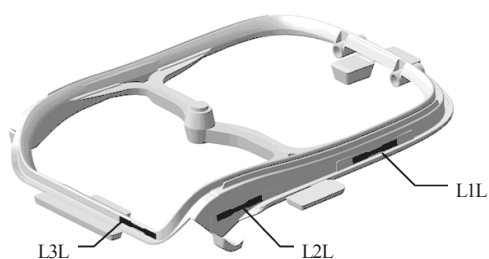
Anhang 18 Verteilung der 0,2 %-Dehngrenze $R_{P0,2}$, der Zugfestigkeit R_M und der Bruchdehnung A_B im Versuchsträger der Sitzschale aus Bild 3-27, nach [Mau11]



Anhang 19 Spannungs-Dehnungs-Kurven von Uniaxialzugproben der Sitzschale aus Bild 3-27, hergestellt mit Charge 1, nach [Jun14], Daten aus [Mau11]

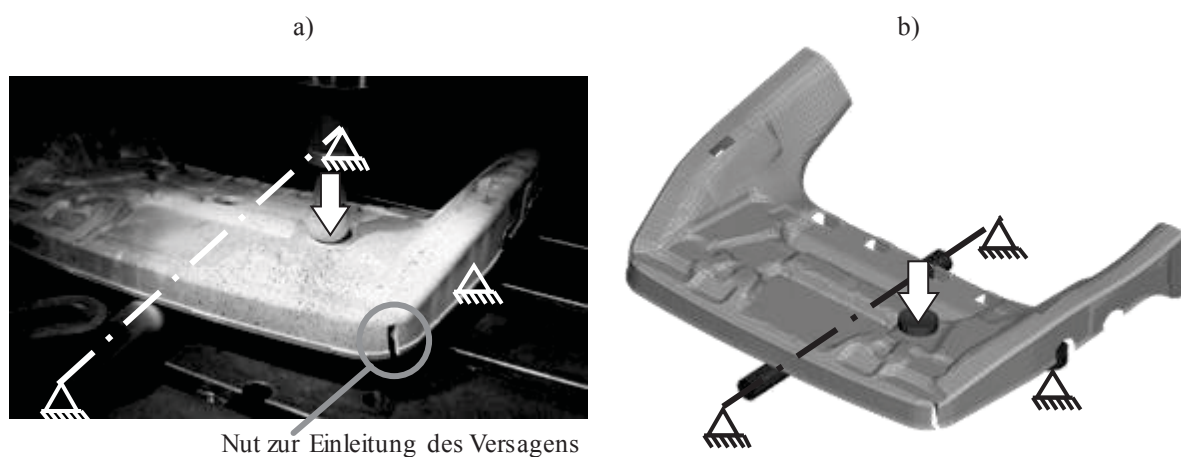


Anhang 20 Ungeätzte Schliffproben der Charge 1 mit 200-facher Vergrößerung der Sitzschale aus Bild 3-27, aus [Mau11], nach [Jun14]

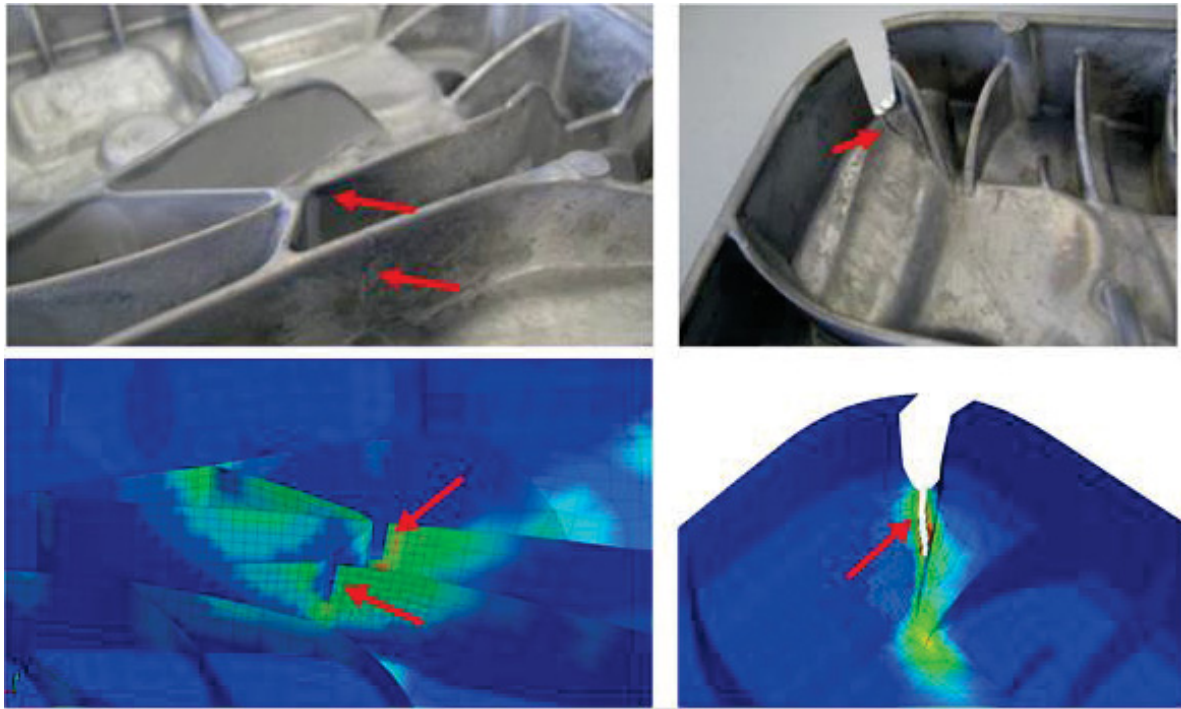


		Wanddicke, t_w	Fließlänge, l_F
		[mm]	[mm]
L1L	Position 1	5	~250
L1R	links/rechts		
L2L	Position 2	7	~400
L2R	links/rechts		
L3L	Position 3	3	~700
L3R	links/rechts		

Anhang 21 Versuchsträger Sitzlehne (L), hergestellt im *Thixomolding*-Verfahren mit der Legierung AM60 mit Entnahmeorten. Symmetrisch zu den visualisierten Entnahmeorten wurden auch die Proben L1R, L2R und L3R auf der rechten Holmseite entnommen, nach [Gil10]



Anhang 22 a) Versuchsaufbau und b) Simulationsmodell des Bauteilversuchs mit der Sitzschale, nach [Sch13]

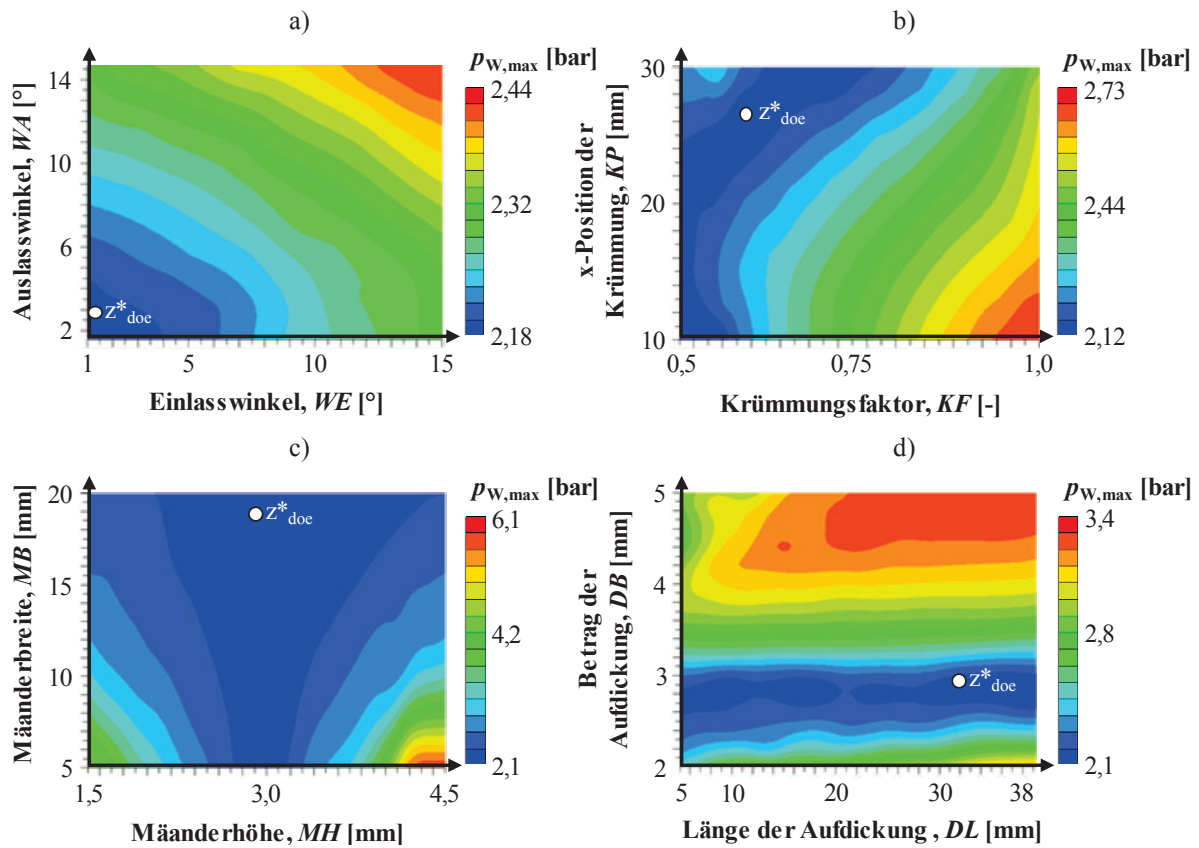


Anhang 23 Vergleich der Versagensorte im Versuch und der Simulation der Sitzschale [Sch13] [Hag14]

Anhang 24 Randbedingungen des *MagmaSoft* Modells

Parametertyp	Simulationsparameter	Wert
Geometrie	Rippentiefe [mm]	90
	Ein- und Ausströmlänge [mm]	20
	Abmessungen des Überlaufs (Breite · Höhe) [mm ²]	25 · 16
Vernetzung	Kantenlänge x/y/z [mm]	0,5/1,0/0,5
Physikalische Eigenschaften der Schmelze MgAl6Mn (AM60)	Viskosität	temperaturabhängig, analog <i>MagmaSoft</i> - Datenbank
	Dichte	
	Wärmeleitfähigkeit	
	Wärmekapazität	
Prozessrandbedingungen	Einströmgeschwindigkeit [m/s]	15
	Zeit bis zum Entformen [s]	15
Thermische Randbedingungen	Schmelzetemperatur [°C]	650
	Formtemperatur [°C]	200
	Wärmeübergangskoeffizient [W/(m ² K)]	7.000

A4 Optimierung der Umlenkung



Anhang 25 Konturplots von EBF-basierten Metamodellen von EM I für die Zielfunktion des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ für die Variablengruppen a) des Ein- und Auslasswinkels, b) der Krümmung, c) des Mäanders und d) der lokalen Aufdickung

Anhang 26 Optimierungsergebnisse von EM I mit unterschiedlichen Optimierungsalgorithmen für die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ auf einem Metamodell vom Typ EBF unter Variation einzelner Entwurfsvariablengruppen, nach [Hag14]

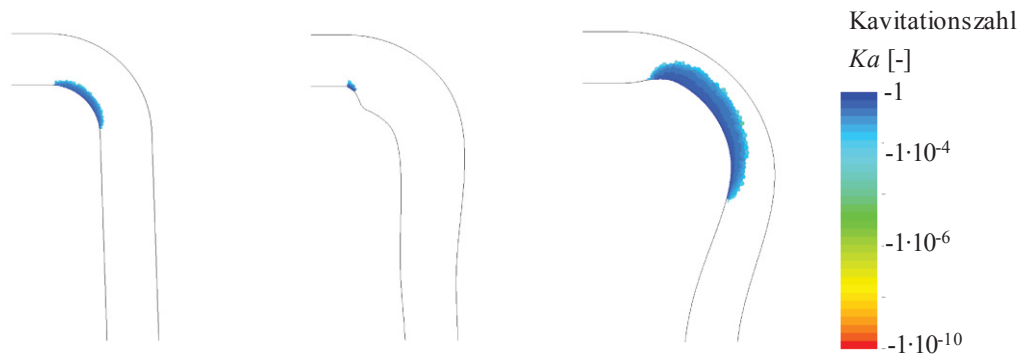
Algorithmus		WE	WA	KF	KX	MH	MP	MB	DB	DI	DL	DP	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$	$z(\tilde{x}^*)$
		[°]	[°]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Pa]	$z(x)$ [Pa]
Basisentwurf U1		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1.551
WE, WA	bestes DOE	1,28	5,38	0,5	25	3	0,5	5	3	5	10	20	-	1.336
	ASA	1,28	5,38	0,5	25	3	0,5	5	3	5	10	20	1.336	1.336
	Pointer	1,28	5,38	0,5	25	3	0,5	5	3	5	10	20	1.336	1.336
	NLPQLP	1	1	0,5	25	3	0,5	5	3	5	10	20	1.370	1.304
KX, KF	bestes DOE	1	1	0,72	29,2	3	0,5	5	3	5	10	20	-	1.301
	ASA	1	1	0,57	24,2	3	0,5	5	3	5	10	20	1.306	1.321
	Pointer	1	1	0,72	29,5	3	0,5	5	3	5	10	20	1.301	1.306
	NLPQLP	1	1	0,56	10,1	3	0,5	5	3	5	10	20	1.370	1.314
	Evol	1	1	0,72	30,0	3	0,5	5	3	5	10	20	1.302	1.306
MH, MP, MB	bestes DOE	1	1	0,5	25	3	0,37	13,6	3	5	10	20	-	1.291
	Pointer	1	1	0,5	25	1,5	0,75	20	3	5	10	20	558	- ¹
	NLPQLP	1	1	0,5	25	3	0,42	14	3	5	10	20	1.279	1.366
	Evol	1	1	0,5	25	3	0,55	8	3	5	10	20	1.276	1.304
DB, DI, DL, DP	bestes DOE	1	1	0,5	25	3	0,5	5	3,13	9,97	10,1	13,2	-	1.281
	NLPQLP	1	1	0,5	25	3	0,5	5	3,03	3,9	9,2	22,1	1.267	1.319
	Evol	1	1	0,5	25	3	0,5	5	3,6	3,88	7,2	34,8	1.199	1.811

¹: Entwurf kann mit EM I wegen Konstruktionsverletzung nicht erstellt werden.

Anhang 27 Optimierungsergebnisse von EM I mit unterschiedlichen Optimierungsalgorithmen unter Variation aller 8 Entwurfsvariablen für die Zielfunktion der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ auf einem Metamodell vom Typ EBF, nach [Hag14]

	WE	WA	KF	KX	DB	DI	DL	DP	$\tilde{z}^*(\tilde{x}^*)$	$z(\tilde{x}^*)$
	[°]	[°]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Pa]	$z(x)$ [Pa]
Basisentwurf U1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1.551
bestes DOE	1	1	0,5	25	3	5	10	20	1.248	1.304
Evol	2,4	1	0,51	10,4	3,12	5	5	19,22	1.245	1.416
Pointer	1,12	1,63	0,65	12,96	3,09	5,1	5,35	19,41	1.246	1.407
MIGA	11,6	8,37	0,998	17,92	4,96	9,99	39,98	39,92	-3.693	- ¹

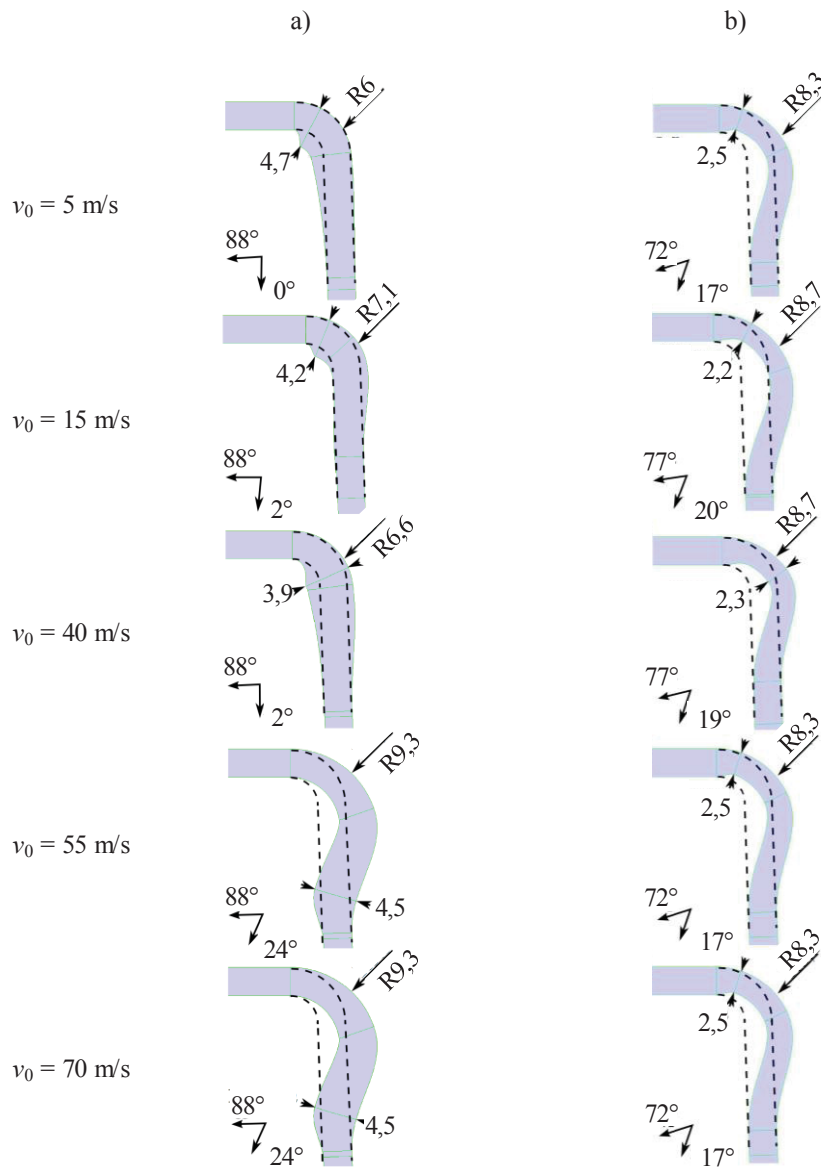
¹: Entwurf kann mit EM I wegen Konstruktionsverletzung nicht erstellt werden.



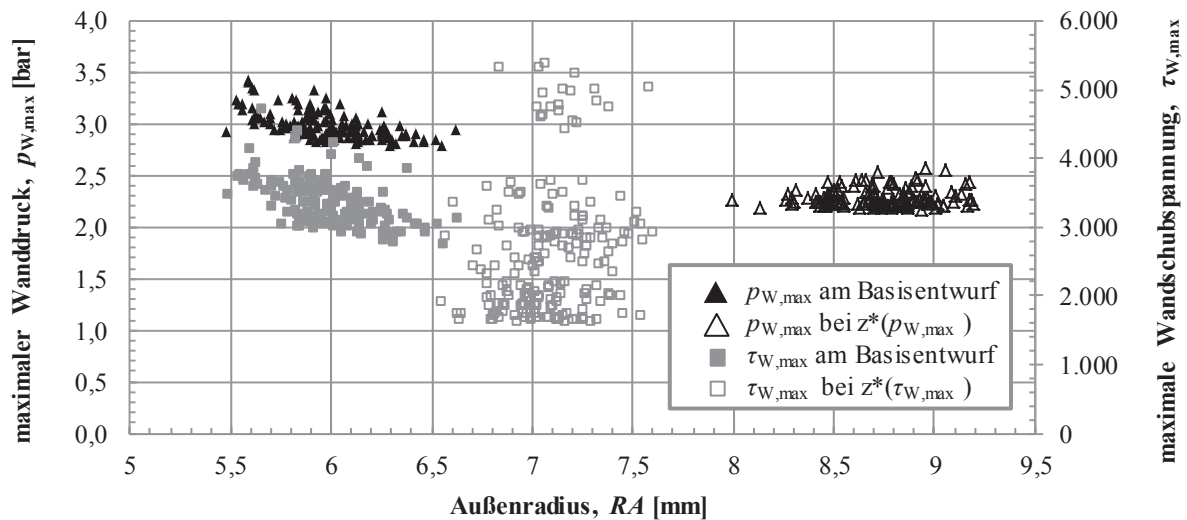
Anhang 28 Ausprägung der Kavitationszahl Ka an U2 sowie den deterministischen Optima von EM II der maximalen Wandschubspannung und des maximalen Wanddrucks (von links nach rechts), nach [Hag14] [Mau15]

Anhang 29 Ausprägung der besten DOE-Entwürfe von EM II in Abhängigkeit der Anströmgeschwindigkeit v_0 , nach [Hag14]

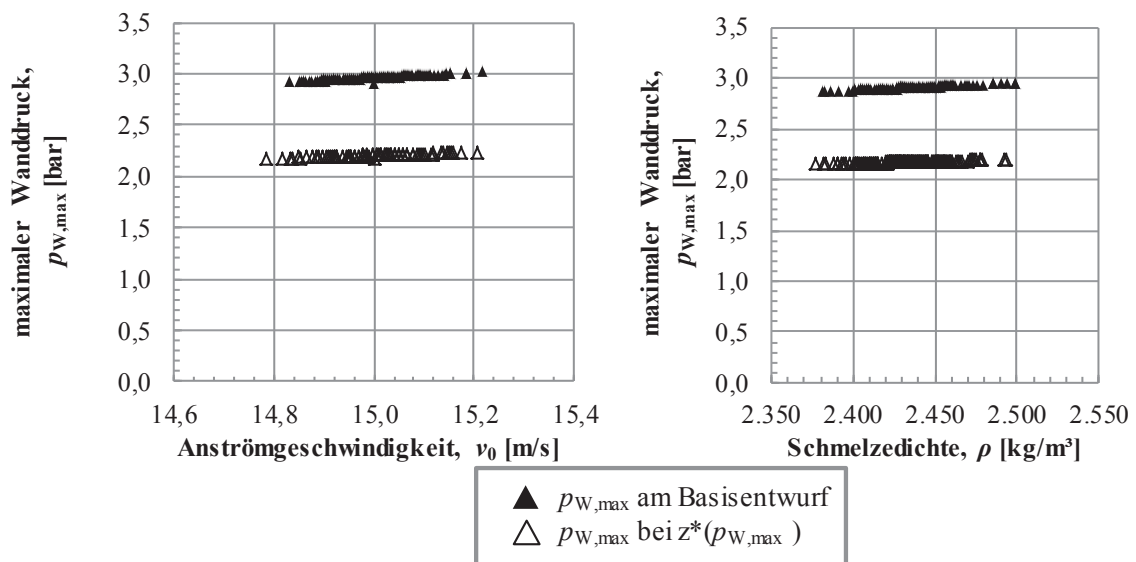
v_0 [m/s]	Entwurf	RA [mm]	SL [mm]	SB [mm]	DB [mm]	DP [-]	$\tau_{W,max}$ [Pa]	$p_{W,max}$ [bar]
5	Basis	6,0	10,0	6,0	3,0	0,50	571	1,25
	z^* : $\tau_{W,max}$	6,0	13,3	5,5	4,6	0,12	309	1,31
	z^* : $p_{W,max}$	8,3	12,6	4,9	2,5	0,11	991	1,16
15	Basis	6,0	10,0	6,0	3,0	0,50	3.420	2,95
	z^* : $\tau_{W,max}$	7,1	13,1	2,3	4,1	0,11	1.750	3,51
	z^* : $p_{W,max}$	8,7	13,7	6,1	2,2	0,17	5.302	2,21
40	Basis	6,0	10,0	6,0	3,0	0,50	25.988	14,17
	z^* : $\tau_{W,max}$	6,6	13,6	6	4,9	0,32	12.970	18,34
	z^* : $p_{W,max}$	8,7	12	3,6	2,3	0,16	36.178	9,40
55	Basis	6,0	10,0	6,0	3,0	0,50	44.900	26,45
	z^* : $\tau_{W,max}$	9,3	13	6,6	4,5	0,85	25.476	34,02
	z^* : $p_{W,max}$	8,3	12,6	4,9	2,5	0,11	68.429	16,72
70	Basis	6,0	10,0	6,0	3,0	0,50	65.992	42,03
	z^* : $\tau_{W,max}$	9,3	13	6,6	4,5	0,85	39.139	54,34
	z^* : $p_{W,max}$	8,6	12,6	4,9	2,5	0,11	99.783	26,19



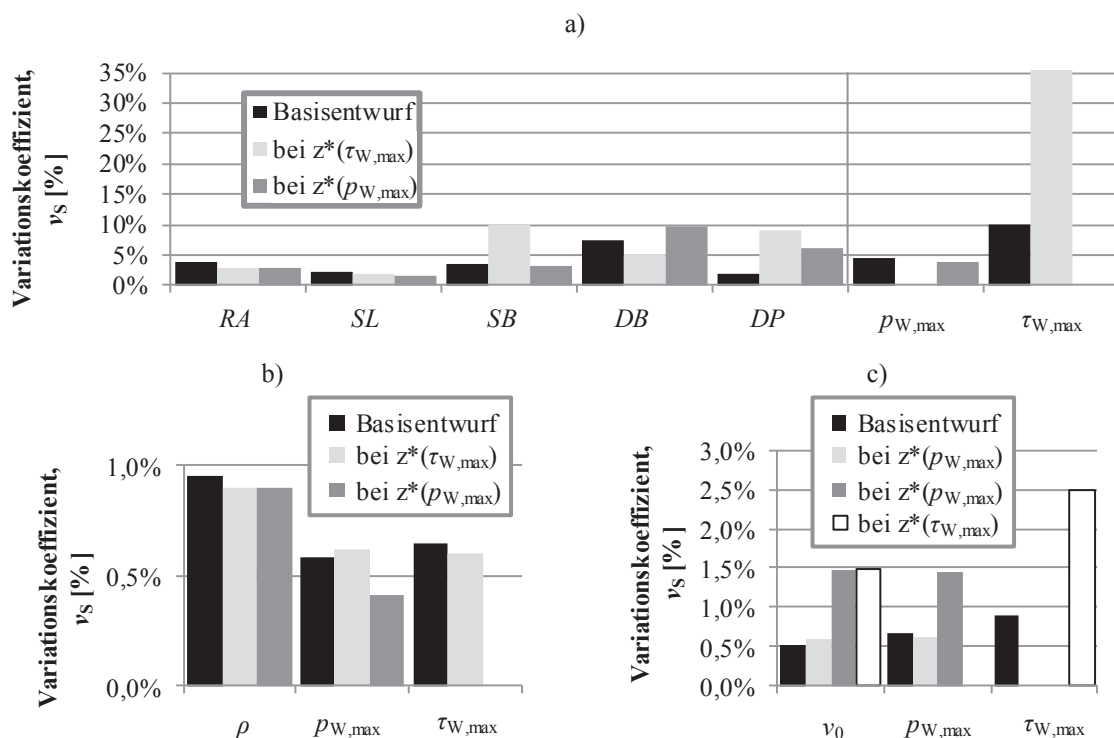
Anhang 30 Einfluss der Anströmgeschwindigkeit v_0 auf die deterministischen Optima a) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{w,\max}$ und b) des maximalen Wanddrucks $p_{w,\max}$ nach [Hag14]



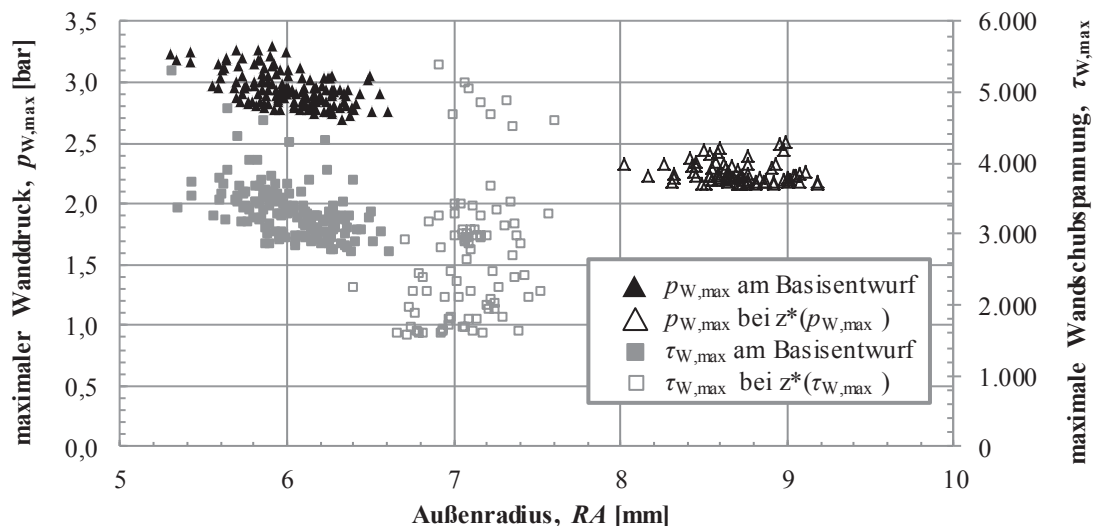
Anhang 31 Streuung der Zielfunktionswerte für die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ bei streuenden geometrischen Einflussparametern, aufgetragen über RA jeweils für den Basisentwurf U2 und deren deterministische Optima



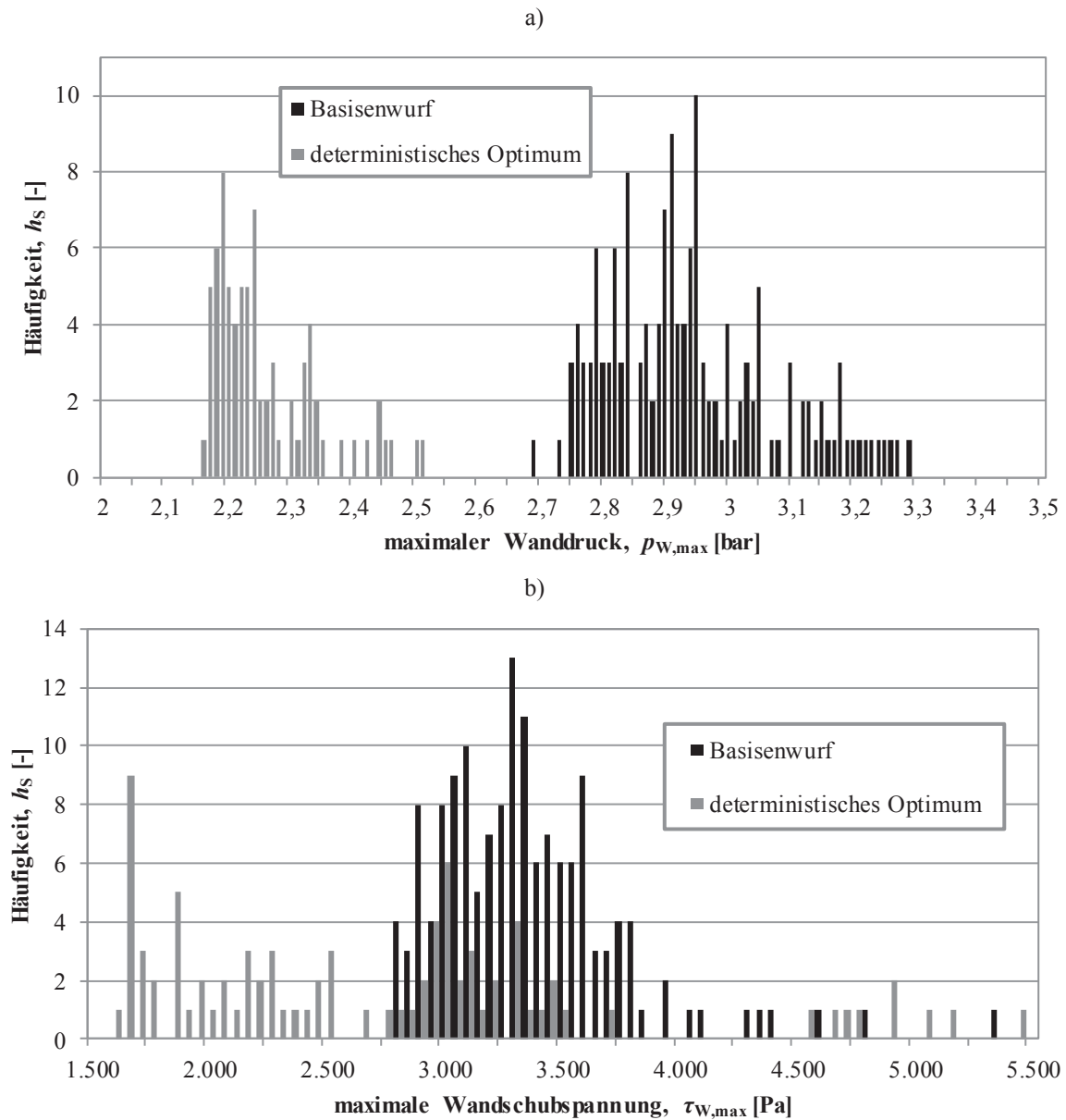
Anhang 32 Streuung des maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ am Basisentwurf und deterministischen Optimum bei Streuung der Anströmgeschwindigkeit v_0 bzw. der Schmelzedichte ρ



Anhang 33 Gegenüberstellung der Ein- und Ausgangsstreuungen der einzelnen Einflussparametergruppen mit Hilfe des Variationskoeffizienten v_s , jeweils am Basisentwurf und den entsprechenden deterministischen Optima.
a) Streuung der geometrischen Parameter, b) Streuung des Materialparameters Dichte ρ ,
c) Streuung der Geschwindigkeit v_0 , auf zwei unterschiedlichen Niveaus

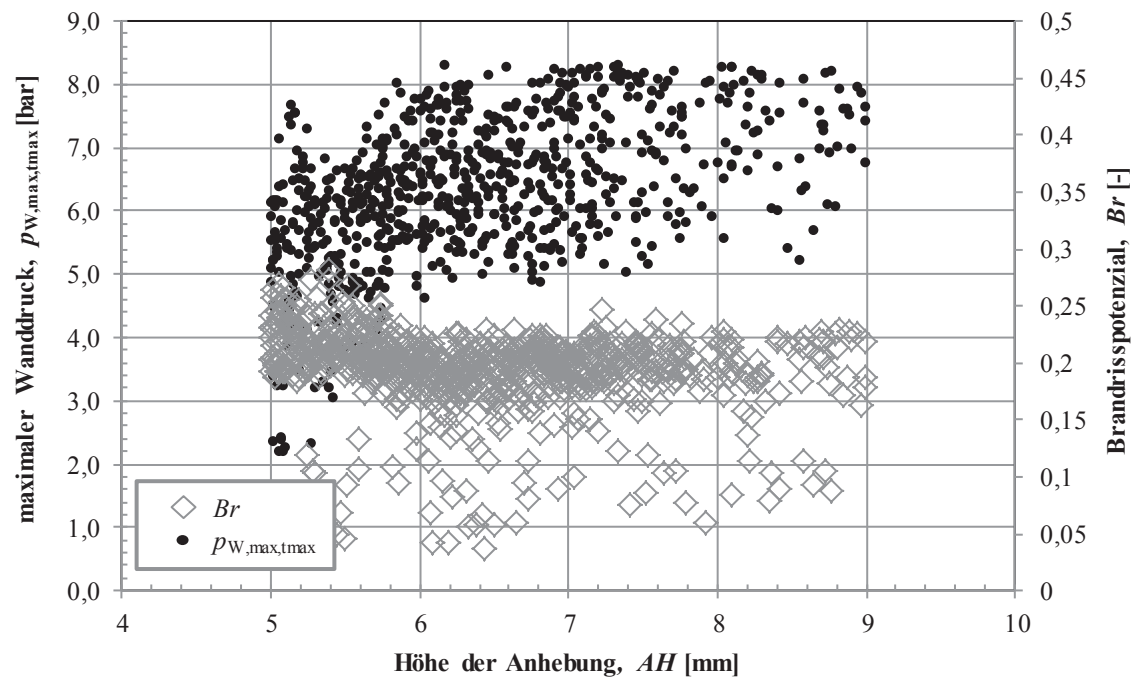


Anhang 34 Streuung der Zielfunktionswerte für die maximale Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ und den maximalen Wanddruck $p_{W,max}$ bei Streuung der Einflussparametergruppen Geometrie, Material und Geschwindigkeit, aufgetragen über RA jeweils für deren Basisentwürfe und deterministische Optima

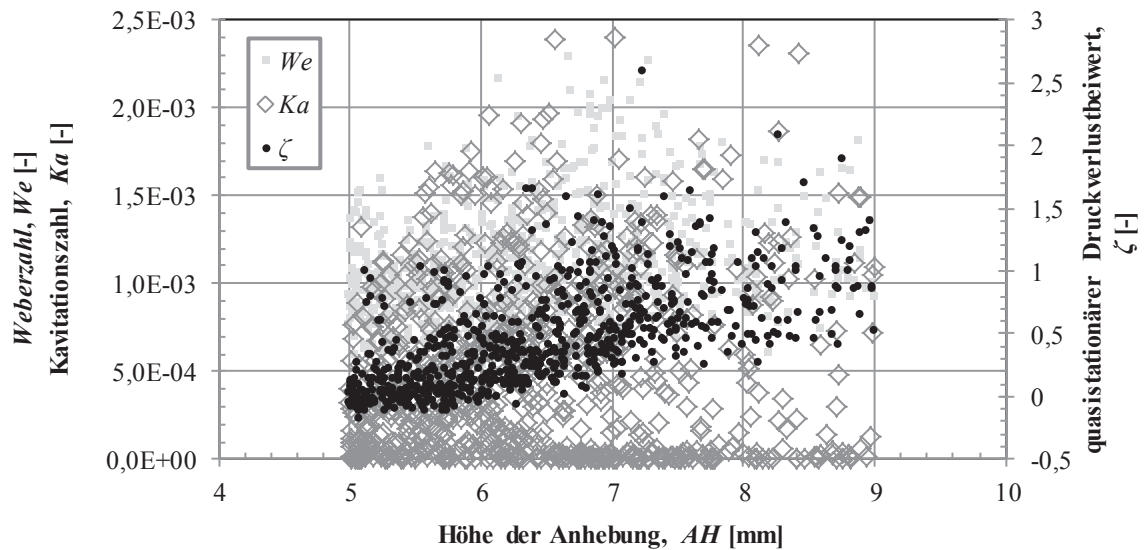


Anhang 35 Verteilung der Zielfunktionen des a) maximalen Wanddrucks $p_{W,max}$ und b) der maximalen Wandschubspannung $\tau_{W,max}$ am Basisentwurf U2 und den jeweiligen deterministischen Optima bei Streuung der Einflussparametergruppen Geometrie, Material und Geschwindigkeit

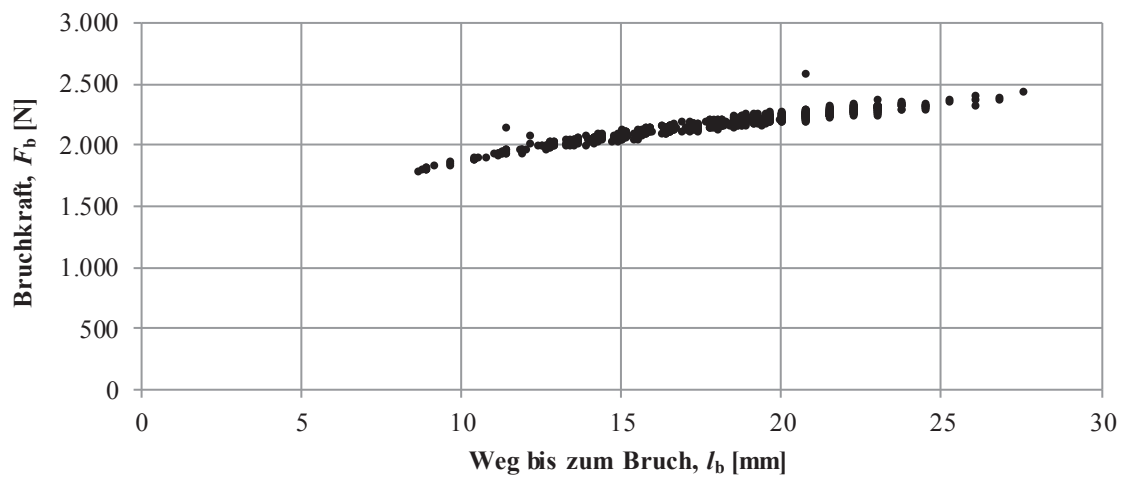
A5 Optimierung der Rippe



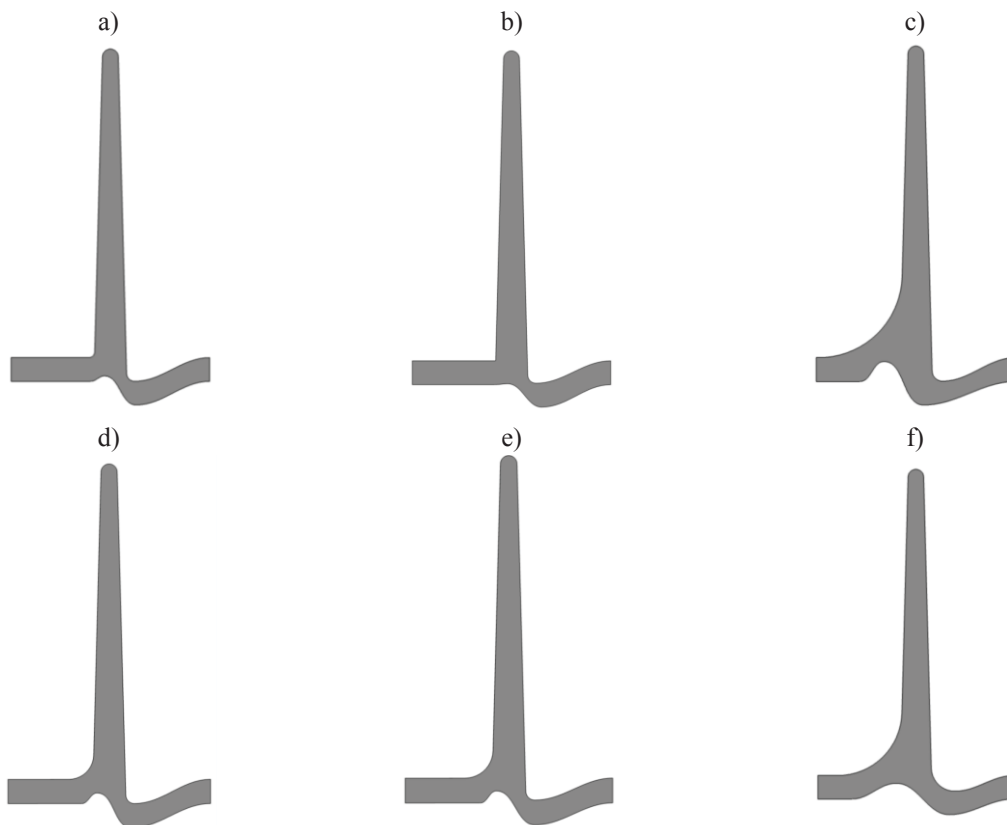
Anhang 36 DOE-Ergebnisse des Brandrisspotenzials Br und des maximalen Wanddruck $p_{W,max,tmax}$ Abhängigkeit der Entwurfsvariable AH , $N = 746$



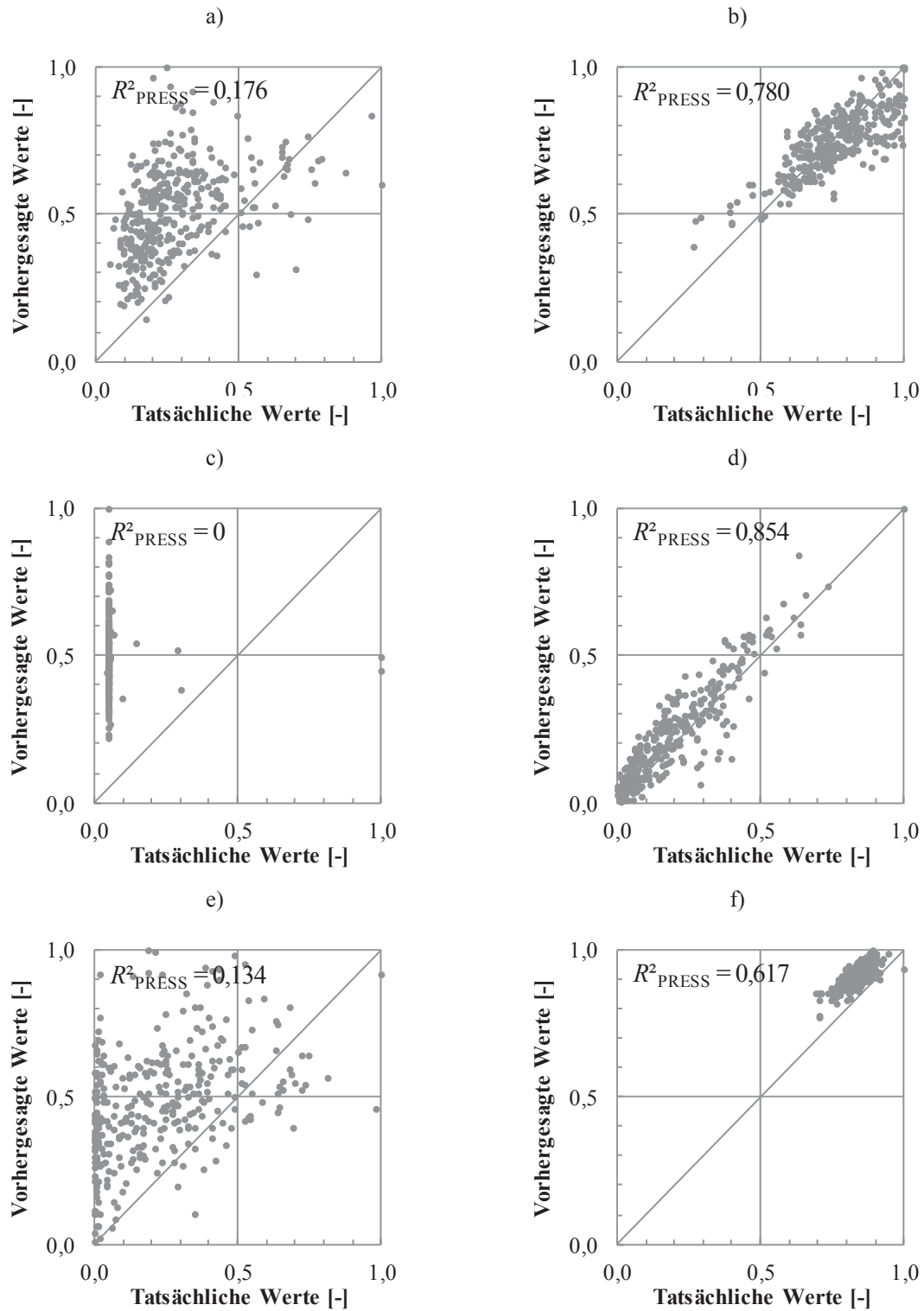
Anhang 37 DOE-Ergebnisse der Kavitationszahl Ka , des quasistationären Druckverlustbeiwerts ζ und der Weberzahl We in Abhängigkeit der Entwurfsvariable AH , $N = 746$



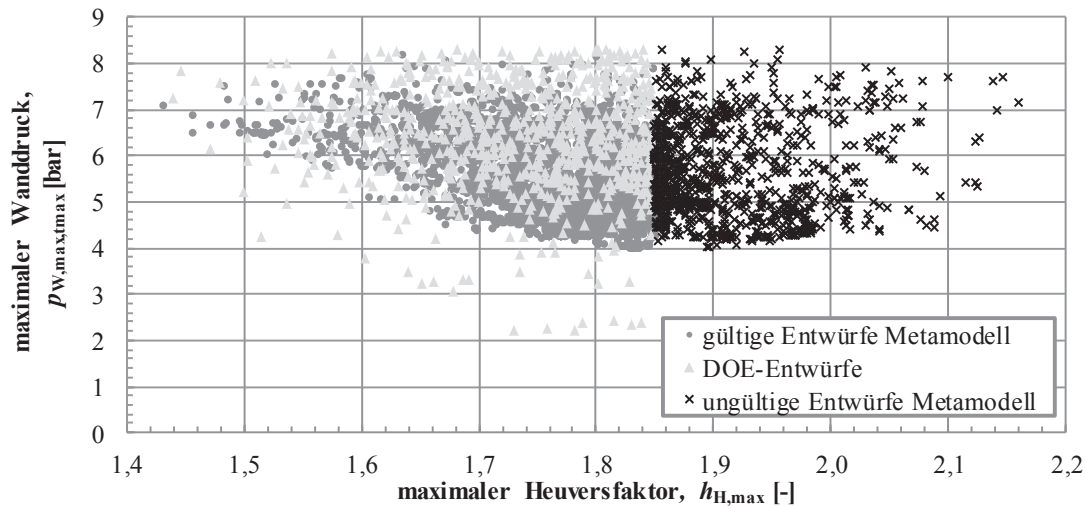
Anhang 38 Gegenüberstellung des Wegs bis zum Bruch l_b und der Bruchkraft F_b , $N = 746$



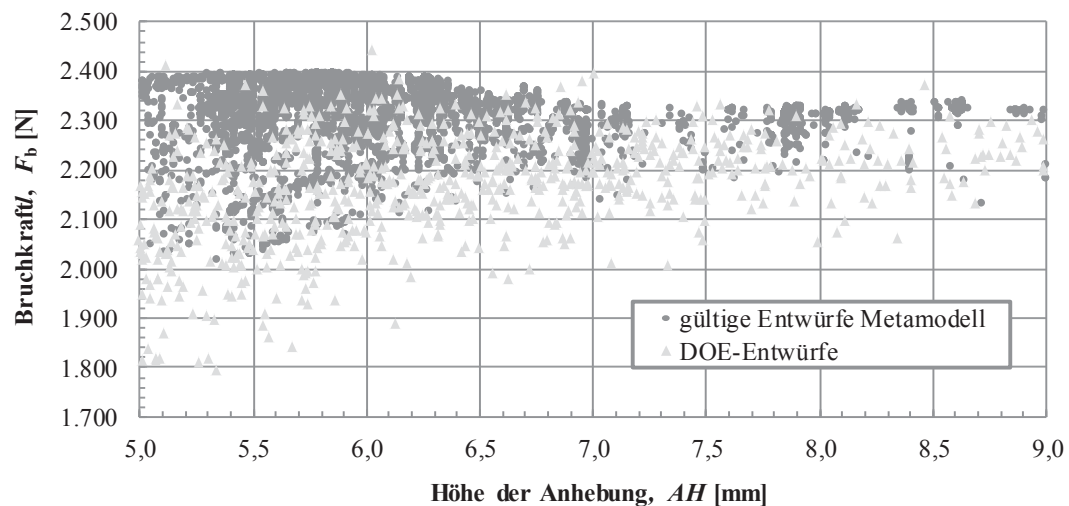
Anhang 39 Deterministische Optima der Bruchkraft F_b , ermittelt mit Orthogonalen Polynomen a) zweiten und b) dritten Grades, mit c) linearen, d) quadratischen und e) kubischen Polynomen bestimmt, f) entspricht dem Startentwurf



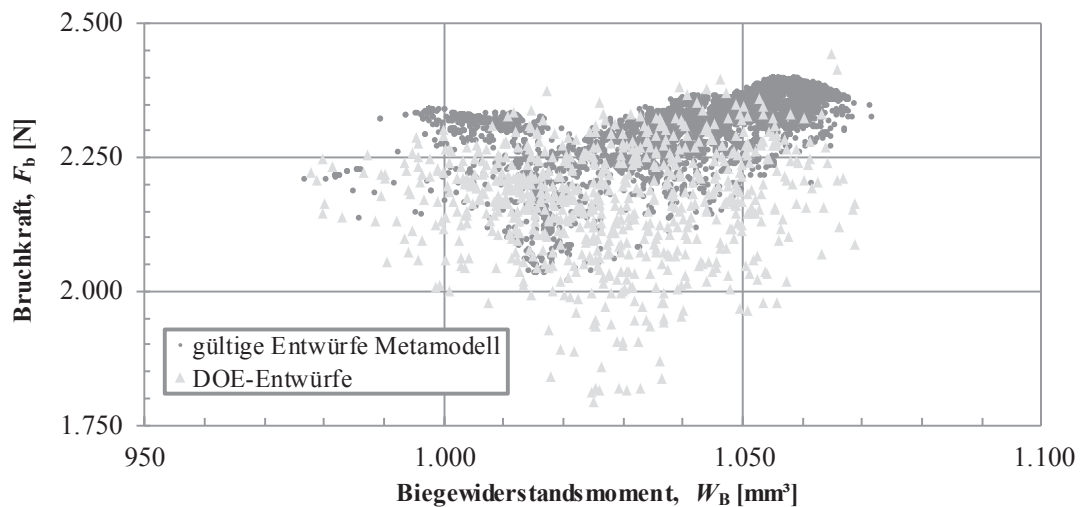
Anhang 40 Streudiagramme zur Charakterisierung der Prognosegüte des Orthogonalen Polynoms zweiten Grades der Rippe, a) $f_{g, \text{gew}, \text{max}}$ b) $p_{W, \text{max}, \text{tmax}}$ c) $\tau_{W, \text{max}}$ d) ζ , e) Ka , f) F_b



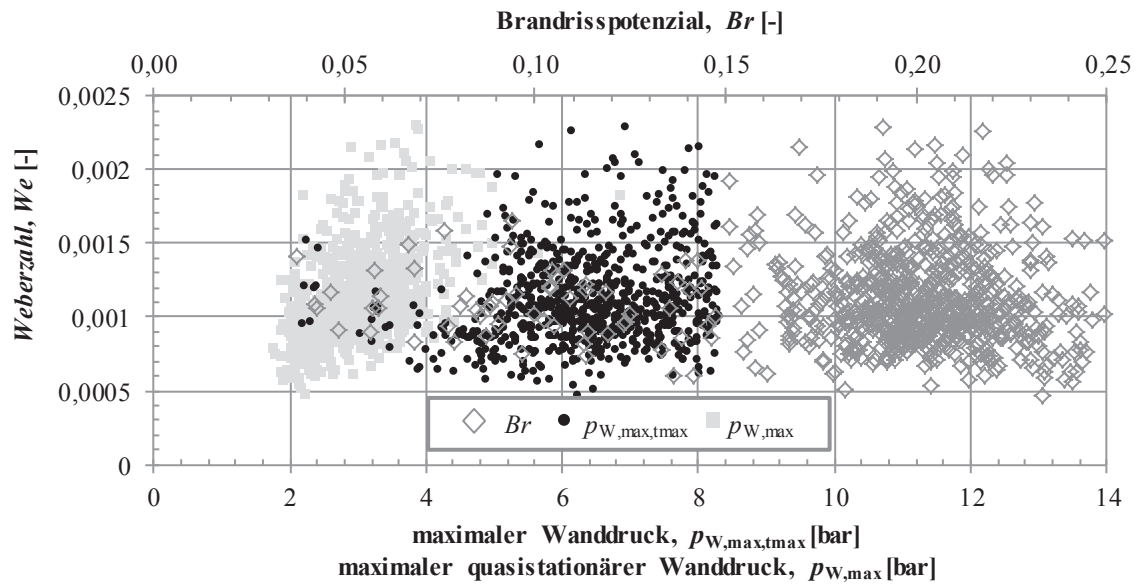
Anhang 41 DOE-Entwürfe und Entwürfe auf dem Metamodell COP 2. Grades des maximalen Wanddrucks $p_{W,max,tmax}$, $N_{meta} = 20.000$, $N_{doe} = 746$



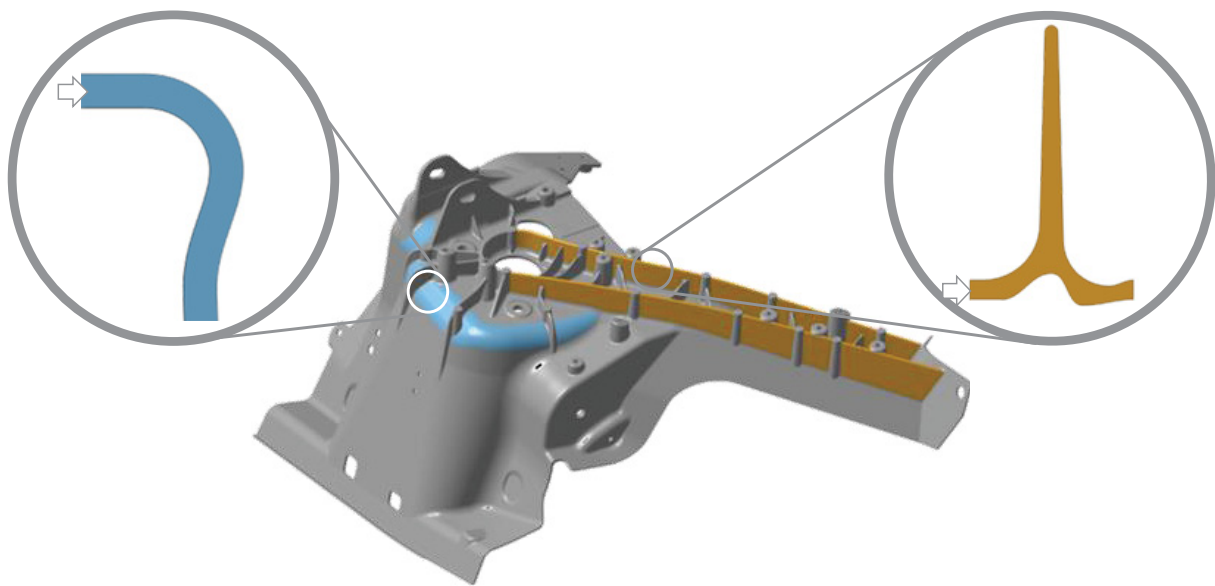
Anhang 42 DOE-Entwürfe und Entwürfe auf dem Metamodell COP 2. Grades der Bruchkraft F_b , in Abhängigkeit der Höhe der Anhebung AH , $N_{meta} = 45.000$, $N_{doe} = 746$



Anhang 43 DOE-Entwürfe und Entwürfe auf dem Metamodell COP 2. Grades der Bruchkraft F_b , in Abhängigkeit des Biege widerstandsmoments W_B , $N_{meta} = 45.000$, $N_{doe} = 746$



Anhang 44 Mehrzielbetrachtung lokaler Formverschleißeffekte ggü. der *Weberzahl*



Anhang 45 Potenzieller Einsatz optimierter Gussgrundgeometrien, visualisiert am Beispiel einer Federbeinaufnahme

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Abkürzungen

Al	Aluminium
ANOVA	<i>Analysis of Variance</i>
ASTM	American Society for Testing and Materials
AT	<i>Alutherm</i> -Wärmebehandlung [Bra08]
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i>
CAE DS	<i>Cast Products and Mould Designer Skills at the European Context</i>
CATIA	<i>Computer Aided Three-Dimensional Interactive Application</i>
CFL	<i>Courant-Friedrichs-Levy</i>
COP	Orthogonale Polynome nach dem Modell von <i>Chebyshev</i>
CT	Computertomografie
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
DCTG	<i>Dimensional Casting Tolerance Grades</i>
DG	Druckguss
DOE	<i>Design of Experiments</i> (Versuchsplan)
EBF	<i>Elliptical Basis Function</i>
EM	Entwurfsmodell
EU	Europäische Union
F	Gusszustand
FD(M)	Finite-Differenzen-(Methode)
FE(M)	Finite-Elemente-(Methode)
Fe	Eisen
FLOWHEAD	<i>Fluid Optimisation Workflows for Highly Effective Automotive Development Processes</i>
FV(M)	Finite-Volumen-(Methode)
KV	Kontrollvolumen
L-1 bis L-3	Probenentnahmeorte 1-3 der Sitzlehne, vgl. Anhang 21
Mg	Magnesium
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
NADIA	<i>New Automotive components Designed for and manufactured by Intelligent processing of light Alloys</i>
NDG	Niederdruckguss
NE	Nicht-Eisen
PP	Punktprobe
Pol	Metamodell basierend auf Polynomen
R1-4	Rippe 1-4 (Basisentwürfe 1-4 der Rippe)
RANS	<i>Reynolds-Averaged Navier-Stokes</i>
RBF	radiale Basisfunktion, <i>Radial Basis Function</i>
REM	Raster Elektronen Mikroskop(ie)

SAMP	<i>Semi-Analytical Model for the Simulation of Polymers</i>
Si	Silizium
S-1 bis S-4	Probenentnahmeorte 1-4 der Sitzschale, vgl. Bild 3-27
STACAST	<i>New Quality and Design Standards for Aluminium Alloys Cast Products</i>
SQP	Sequentielle Quadratische Programmierung
T1-T6	Wärmebehandlung nach DIN EN 1706 [DINb]
TM	<i>Thixomolding</i>
U1, U2	Umlenkung 1,2 (Basisentwurf der Umlenkung mit Entwurfsmodell I bzw. II)
VOF	<i>Volume of Fluid</i>
Zn	Zink

Allgemein verwendete mathematische Symbole, Ausdrücke und Konstanten

x	Skalar x
\mathbf{x}	Spaltenvektor \mathbf{x}
\mathbf{X}	Matrix bzw. Tensor 2. Ordnung
f	Funktion
d	differential
δ_{ij}	Kronecker-Delta, $\delta_{ij} = 1$, wenn $i = j$, sonst $\delta_{ij} = 0$
Δ	Differenzenoperator
∇	Nabla-Operator
$\nabla \cdot \mathbf{x}$	Divergenz von \mathbf{x}
$\nabla \mathbf{x}$	Gradient von \mathbf{x}
$\mathbf{x} \cdot \mathbf{y}$	Skalarprodukt der Vektoren \mathbf{x} und \mathbf{y}
e	Euler-Zahl
\mathbf{E}	Einheitsmatrix
Σ	Summe
π	Pi
$(\overline{\dots})$	arithmetischer Mittelwert
$(\dots)'$	zeitliche Schwankung im Bereich der Turbulenzmodellierung
$(\dot{\dots})$	1. zeitliche Ableitung
$(\ddot{\dots})$	2. zeitliche Ableitung
$(\dots)^{-1}$	Matrixinversion
$(\dots)^T$	transponierte Matrix

Optimierungsspezifische Abkürzungen und Ausdrücke

r	Restriktionsfunktion
z	Zielfunktion
$(\tilde{\dots})$	Metamodell der Ziel- bzw. Restriktionsfunktion
$(\tilde{\dots})_{i,\text{pred}}$	um Datenpunkt i reduziertes Metamodell der Ziel- bzw. Restriktionsfunktion
$(\dots)^*$	Optimum

Allgemein verwendete tiefgestellte Indizes

0	Referenzgröße, (unveränderte) Ausgangsgröße
au	außen
b	Bruch
c	Zelle im Berechnungsfeld
doe	Werte aus dem Versuchsplan (DOE)
el	elastisch
g	gasförmig, Gas
gew	gewichtet
magma	mit MagmaSoft prognostizierte Defekte
max	Maximalwert
med	Mittelwert
min	Minimalwert
i	Laufvariable/lokale Raumrichtung $i, i \in \mathbb{N}$
in	innen
j	Laufvariable/lokale Raumrichtung $j, j \in \mathbb{N}$
k	Laufvariable, Iteration $k, k \in \mathbb{N}$
krit	kritischer Wert
korrr	korrigiert
l	Liquidus, flüssig
meta	Werte aus dem Metamodell
n	Anzahl, Nummer
p	Pore
pl	plastisch
q	Laufvariable $q, q \in \mathbb{N}$
r	robust
s	erstarrt, fest, Feststoff, Solidus
tmax	zeitliches Maximum
tech	technisch (z. B. Spannung/Dehnung)
w	Wert in der wandnächsten Zelle ermittelt
x	Raumrichtung x
y	Raumrichtung y
z	Raumrichtung z

Griechische Buchstaben

α	Winkel, Entformschräge
γ	Scherung, Gleitung, Schiebung, Schubverzerrung
Γ	Diffusionskoeffizient
ϵ	Verzerrungstensor
ϵ	wahre Dehnung, Verzerrung
ϵ_B	Bruchdehnung
ϵ_V	Vergleichsdehnung nach <i>von Mises</i>
$\dot{\epsilon}$	Dehnrate

ζ	Druckverlustbeiwert, Widerstandszahl
η	Triaxialitätsparameter
η_T	Triaxialitätsparameter im <i>Hencky</i> -Diagramm
θ	Kreuzungswinkel
$\bar{\theta}$	normalisierter <i>Lode</i> -Winkel
κ	kinematische Viskosität
λ	effektive thermische Leitfähigkeit
λ_E	Vektor der Eigenwerte
λ_L	<i>Lagrange</i> -Multiplikator
\mathcal{A}	(normierte) Kriteriumsfunktion
μ	arithmetischer Mittelwert
μ_D	dynamische Viskosität
μ_L	<i>Lagrange</i> -Schlupfvariable
ξ	variabler Anteil einer Kriteriumsfunktion
Ξ	konstanter Anteil einer Kriteriumsfunktion
ρ	Dichte
σ	<i>Cauchy</i> -Spannungstensor
σ	wahre (Normal)Spannung
σ_F	Fließspannung
σ_S	Oberflächenspannung
σ_{Oct}	Oktaederspannung
σ_V	Vergleichsspannung nach <i>von Mises</i>
τ	Schubspannung
τ_W	Wandschubspannung
τ_{Red}	reduzierte Schubspannung
$\tau_{Red,Fl}$	Fließgrenze der reduzierten Schubspannung
φ	intensive Eigenschaft des Fluids
Φ	extensive Eigenschaft des Fluids
χ	Vektor der Suchrichtung
ψ	viskose Dissipationsfunktion
Θ	in der Impulserhaltungsgleichung genutzter Spannungstensor

Kleine lateinische Buchstaben

a	Beschleunigungsvektor
a_R	Rippenabstand
a_Q	Abstand bei Querschnittsänderungen
b	Tensor der massenbezogenen (volumenspezifischen) Körperkräfte
c	Schallgeschwindigkeit
c_P	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
d	Durchmesser
f	volumetrischer Anteil Gas-/Fluid-/Festphase (Index g, f, s)
f_A	Flächenanteil
f_F	fraktografischer Anteil

g	Erdbeschleunigung
h	Höhe
h_H	<i>Heuversfaktor</i>
h_S	Häufigkeit
k	Koeffizient
k_L	<i>Ludwik-Koeffizient</i>
l	Länge
l_F	Fließlänge
m	Masse
\mathbf{n}	Normalenvektor
n	Anzahl, Nummer
n_G	Exponent in der Gleichung von <i>Gokhale</i>
n_L	Exponent in der Gleichung von <i>Ludwik</i>
p	Druck
p_D	Sättigungsdampfdruck
Δp	Druckverlust
q_φ	Quellen-/Senkenterm von φ
q_{Th}	Quellen-/Senkenterm der thermischen Energiegleichung
r	Radius
\mathbf{s}	deviatorischer Anteil des Spannungstensors
s_S	Standardabweichung (bei Gauss-Verteilungen)
$s_{R,P}$	Rundheitsfaktor für Porositäten
\mathbf{t}_σ	Spannungsvektor mit Normal- und Schubspannungsanteilen
t	Zeit
t_E	Erstarrungszeit
t_L	Luftkontaktzeit
t_M	Materialalter
t_W	Wanddicke
\mathbf{u}	Verschiebungsvektor
u	Verschiebung
$\ddot{\mathbf{u}}$	Beschleunigungsvektor
\mathbf{v}	Geschwindigkeitsvektor
v	Geschwindigkeit
v_S	Variationskoeffizient
v^+	dimensionslose Geschwindigkeit
\mathbf{x}	Raumrichtungsvektor
x_T	temporäre Entwurfsvariable
y^+	dimensionsloser Wandabstand

Große lateinische Buchstaben

A	Fläche
A_B	(technische) Bruchdehnung
A_G	Gleichmaßdehnung
AH	Entwurfsvariable der Rippe: Anhebungshöhe
AI	Entwurfsvariable der Rippe: Anhebungsintensität
AP	Entwurfsvariable der Rippe: Anhebungsposition
Br	zeitlich durchschnittliches Brandrisspotenzial
C	Elastizitätstensor 4. Stufe
D	Differentialoperatorenmatrix
D	Schädigungsparameter
DB	Entwurfsvariable EM I & EM II: Betrag der Aufdickung
DI	Entwurfsvariable EM I: Einlasslänge der Aufdickung
DL	Entwurfsvariable EM I: Länge der Aufdickung
DP	Entwurfsvariable EM I & EM II: Position der Aufdickung
E	E-Modul
F	Kraft
Fr	<i>Froudezahl</i>
G	Temperaturgradient
H	<i>Hesse-Matrix</i>
I	Impuls
I_1	Invarianten des Spannungstensors
I_2	
I_3	
J_1	Invarianten des deviatorischen Anteils des Spannungstensors
J_2	
J_3	
Ka	Kavitationszahl
KF	Entwurfsvariable EM I: Krümmungsfaktor
KX	Entwurfsvariable EM I: X-Komponente der Krümmung
M	Erstarrungsmodul
M_B	Biegemoment
M_T	Torsionsmoment
MH	Entwurfsvariable EM I: Mäanderhöhe
MB	Entwurfsvariable EM I: Mäanderbreite
MP	Entwurfsvariable EM I: Mäanderposition
N	Gesamtanzahl (z. B. Entwürfe der DOE)
Q_L	massebezogene latente Erstarrungswärme
$\dot{Q}_{V,L}$	volumenbezogene Energiefreisetzungsrate
R^2_{PRESS}	Regressionskoeffizient der Kreuzvalidierung
R_E	Streckgrenze
$R_{P0,2}$	0,2 %-Dehngrenze
R_M	Zugfestigkeit

Re	<i>Reynoldszahl</i>
RA	Entwurfsvariable EM II: Außenradius
RR	Entwurfsvariable der Rippe: Rechter Radius
S	Oberfläche
SvG	Gewichteter Schmelzedurchsatz
SB	Entwurfsvariable EM II: <i>Spline</i> -Breite
SL	Entwurfsvariable EM II: <i>Spline</i> -Länge
ST	Entwurfsvariable der Rippe: Senkentiefe
SP	Entwurfsvariable der Rippe: Senkenposition
T	Temperatur
\dot{T}	Abkühlgeschwindigkeit
U	Umfang
V	Volumen
V_{KM}	Volumen der Kontrollmenge
\dot{V}	Volumenstrom
W	Energie
W_C	Energie nach Bruchmodell von <i>Cockroft-Latham</i>
W_B	Biege widerstandsmoment
W_{Dyn}	dynamische Arbeit
W_{Ext}	äußere (externe) Arbeit
W_{Int}	innere (interne) Arbeit
We	<i>Weberzahl</i>
WA	Entwurfsvariable EM I: Auslasswinkel
WE	Entwurfsvariable EM I: Einlasswinkel

Literatur- und Quellenverzeichnis

A – D

- [Abo05] Abouridouane, M. (2005). *Bruchverhalten von Leichtmetallen unter Impact-Beanspruchung*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- [Agh07] Aghion, E., Moscovitch, N., Arnon, A. (2007). *The correlation between wall thickness and properties of HPDC Magnesium alloys*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 447 (2007), S. 341-346.
- [Alc05] Lin, J. C., Fang, Q.-T., Sindel, M. G., Haddenhorst, H. Klueppel, F. (2005). *Al-Si-Mn-Mg alloy for forming automotive structural parts by casting and T5 heat treatment*. Veröffentlichte Patentanmeldung, US Patent and Trademark Office, US 2005/0167012 A1, 04.08.2005, Alcoa Technical Center.
- [Ale04] Alexopoulos, N. D., Pantelakis, S. G. (2004). *Quality evaluation of A357 cast artificial alloy specimens subjected to different artificial aging treatment*. Fachartikel, Materials & Design, Vol. 25, Iss. 5, August 2004, S. 419-430.
- [Alu95] Aluminium-Zentrale Düsseldorf (Hrsg.) (1995). *Aluminium-Taschenbuch, Band 1: Grundlagen und Werkstoffe*. Fachbuch, 15. Auflage, Aluminium-Verlag, Düsseldorf.
- [Alu96] Aluminium-Zentrale e.V. (Hrsg.) (1996). *Aluminium-Taschenbuch, Band 2: Umformen, Gießen, Oberflächenbehandlung, Recycling und Ökologie*. Fachbuch, 15. Auflage, Aluminium-Verlag, Düsseldorf.
- [And04] Andresen, B. (2004). *Die Casting Engineering A Hydraulic, Thermal, and Mechanical Process*. Fachbuch, Marcel Dekker, New York.
- [Ast09] Asta, M., Beckermann, C., Karma, A., et al. (2009). *Solidification microstructures and solid-state parallels: Recent developments, future directions*. Fachartikel, Acta Materialia 57 (2009), S. 941-971.
- [Bae99] Bäckman, J., Svensson, I. L. (1999). *Influence of Ingate System Design on Mechanical Properties of a Cast Al – 10Si – 0.38Mg Alloy*. Fachartikel, Jönköping University.
- [Bai08] Bai, Y., Wierzbicki, T. (2008). *A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence*. Fachartikel, International Journal of Plasticity 24, S. 1071–1096.
- [Ban13] Banerjee, A. (2013). *Process-Structure Relationships of Magnesium Alloys*. Master Thesis, University of Western Ontario.
- [Bar05] Bargel, H.-J., Schulze, G. (Hrsg.) (2005). *Werkstoffkunde*. Fachbuch, 11., bearbeitete Auflage, Springer Vieweg, Heidelberg.

- [Bar08] Barmann, N., Dutta, P. (2008). *Rheological Behavior of Semi-solid Slurry of A356 Alloy at High Shear and Cooling Rates*. Fachartikel, Solid State Phenomena Vols. 141-143 (2008), S. 409-414.
- [Bar10] Bar-Meir, G. (2010). *Basics of Fluid Mechanics*. Fachbuch, Free Software Foundation, Boston.
- [Bar12] Bar-Meir, G. (2012). *Fundamentals of Die Casting Design*, Fachbuch, Free Software Foundation, Boston.
- [Bas11] Basaran, N. (2011). *Stress State Dependent Damage Modeling with a Focus on the Lode Angle Influence*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Shaker Verlag.
- [Bay00] Bayer Corporation (Hrsg.) (2000). *Part and Mold Design – Thermoplastics*. Produktinformationen, Bayer Material Science LLC, Pittsburgh.
- [BDG10] Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie (Hrsg.) (2010). *Sand- und Kokillenguss aus Aluminium*. Technische Richtlinien, BDG, Düsseldorf.
- [BDG10b] Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie (Hrsg.) (2010). *Volumendefizite von Gussstücken aus Aluminium-, Magnesium- und Zinkgusslegierungen*. Technische Richtlinien, BDG/VDG, Düsseldorf.
- [Bec10] Beckermann, C., Hort, N., Monroe, C. A, et al. (2010). *Simulation of Stresses during Casting of Binary Magnesium-Aluminum Alloys*, Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions A 41 (12), S. 3196–3207.
- [Bel95] Belofsky, H. (1995). *Plastics Product Design and Process Engineering*. Fachbuch, Carl Hanser Verlag, München.
- [Bou00] Bounds, S., Moran, G., Pericleous, K., et al. (2000). *A Computational Model for Defect Prediction in Shape Castings Based on the Interaction of Free Surface Flow, Heat Transfer, and Solidification Phenomena*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 13b, 6 (2000), S. 515-527.
- [Bra93] Bradley, F. J., Heinemann, S. (1993). *A hydraulics-based/optimization methodology for gating design*. Fachartikel, Applied Mathematical Modelling, Vol. 17, 1993, S. 406-414.
- [Bra08] Branden, J. (2008). *High-Q-Cast, Innovative Vacuum High Pressure Diecasting Technology*, Firmenpräsentation, Visi-Trak Worldwide.
- [Bra09] Brandenberger, U. (2009). *Turbulenz und Kontinuität*, Fachvortrag, Fachausschuss Cu-Guss, VDG, Düsseldorf.
- [Bri07] Brinkmann, T. (2007). *Produktentwicklung mit Kunststoffen*, Fachbuch, Carl Hanser Verlag, München.
- [Bru71] Brunhuber, E. (1971). *Moderne Druckguss Fertigung*. Fachbuch, 2., neubearbeitete und erweiterte Aufl., Schiele & Schön, Berlin.

- [Bru94] Brunhuber, E. (Hrsg.) (1994). *Giessereilexikon*. Fachbuch, 16. Auflage, Schiele & Schön, Berlin.
- [Büh14] Bührig-Polaczek, A., Michaeli, W., Spur, G. (2014). *Handbuch Urformen*. Fachbuch, Carl Hanser Verlag, München.
- [Cac02] Cáceres, C. H., Davidson, C.J., Griffiths, J.R., et al. (2002). *Effects of solidification rate and ageing on the microstructure and mechanical properties of AZ91 alloy*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 325, S. 344-355.
- [Cac11] Cáceres C., Mann, G. E., Griffiths, J. R. (2011). *Grain Size Hardening in Mg and Mg-Zn Solid Solutions*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions A, Januar 2011.
- [Cao04] Cao, H., Wessén, M. (2004). *Effect of Microstructure on Mechanical Properties of As-Cast Mg-Al Alloys*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 35A, Januar 2004, S. 309-319.
- [Car07] Carlson, K. D., Lin, Z., Beckermann, C. (2007). *Modeling the Effect of Finite-Rate Hydrogen Diffusion on Porosity Formation in Aluminum Alloys*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 38B (2007), S. 541-555.
- [Cue06] Cuesta, R., Delgado, A., Maroto, A., Mozo, D. (2006). *Numerically Modeling Oxide Entrainment in the Filling of Castings: The Effect of the Webber Number*. Fachartikel, JOM, The Minerals, Metals & Materials Society, 11/06, S. 62-65.
- [Cha05] Chakrabarti, A. K. (2005). *Casting Technology and Cast Alloys*. Vorlesungsskript, Indian Institute of Technology Kharagpur, Metallurgical and Materials Engineering Department.
- [Che99] Chen, Z. W., Jahedi, M. Z. (1999). *Die erosion and its effect on soldering formation in high pressure die casting of aluminium alloys*. Fachartikel, Materials and Design 20, 1999, S. 303-309.
- [Col11] Colton, J. S. (2011). *Manufacturing Processes and Systems*. Vorlesungsunterlage, Georgia Institute of Technology.
- [Cze08] Czerwinski, F. (2008). *Magnesium Injection Molding*. Fachbuch, Springer-Verlag, New York.
- [Dai03] Dai, X., Yang, X., Campbell, J., Wood, J. (2003). *Effects of runner system design on the mechanical strength of Al-7Si-Mg alloy castings*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A354 (2003), S. 315-325.
- [Den11] Deng, Y., Liu, Z., Zhang, P., Liu, Y., Wua, Y. (2011). *Topology optimization for unsteady incompressible Navier-Stokes Flows*. Fachartikel, Journal of Computational Physics 230 (2011), S. 6688-6708.
- [DINa] DIN 1688, Teil 4 (1986). *Gussrohnteile aus Leichtmetalllegierungen*. Deutsche Norm, Deutsches Institut für Normung, Berlin.
- [DINb] DIN EN 1706 (2013). *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Gussstücke - Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften*. Europäische Norm, Deutsches Institut für Normung, Berlin.

- [DINc] DIN EN 1753 (1997). *Blockmetalle und Gussstücke auf Magnesiumlegierungen*. Europäische Norm, Deutsches Institut für Normung, Berlin.
- [DINd] DIN EN ISO 6892-1 (2009). *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*. Europäische Norm, Deutsches Institut für Normung, Berlin.
- [DINe] DIN EN ISO 8062-3. *Geometrische Produktspezifikationen (GPS) – Maß-, Form- und Lagetoleranzen für Formteile – Teil 3: Allgemeine Maß-, Form- und Lagetoleranzen und Bearbeitungszugaben für Gussstücke*. Europäische Norm, September 2008, Deutsches Institut für Normung, Berlin.
- [DINF] DIN 8580 (2003). *Fertigungsverfahren*. Deutsche Norm, Deutsches Institut für Normung, Berlin.
- [DING] DIN 50125 (2009). *Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben*. Deutsche Norm, Deutsches Institut für Normung, Berlin.
- [Dom09] Domkin, K., Hattel, J.H., Thorborg, J. (2009). *Modeling of high temperature- and diffusion-controlled die soldering in aluminum high pressure die casting*. Fachartikel, Journal of Materials Processing Technology, 209 (2009), S. 4051-4061.
- [Dor09a] Dørum, C., Laukli, H. I., Hopperstad, O. S., Langseth, C. (2009). *Structural behaviour of Al–Si die-castings: Experiments and numerical simulations*. Fachartikel, European Journal of Mechanics A/Solids 28 (2009), S. 1–13.
- [Dor09b] Dørum, C., Hopperstad, O. S., Berstad, T., Dispinar, D. (2009). *Numerical modelling of magnesium die-castings using stochastic fracture parameters*. Fachartikel, Engineering Fracture Mechanics 76 (2009), S. 2232–2248.
- [Dor09c] Dørum, C., Laukli, H. I., Hopperstad, O. S. (2009). *Through-process numerical simulations of the structural behaviour of Al–Si die-castings*. Fachartikel, Computational Materials Science 46 (2009), S. 100–111.
- [Dua13] Duan, J., Maijer, D., Cockroft, S., Reilly, C. (2013). *Development of a 3D Filling Model of Low-Pressure Die-Cast Aluminum Alloy Wheels*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 44A, 2013, S. 5304-5315.
- [Dup00] Dupont Engineering Polymers (Hrsg.) (2000). *General Design Principles for DuPont Engineering Polymers*. Produktinformationen, E.I. du Pont de Nemours and Company.
- [Dyn15] Dynacast Group (Hrsg.) (2015). *Die Casting Design*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://www.dynacast.co.uk/die-casting/die-casting-design>, zuletzt abgerufen am 03.01.2015.

E – H

- [EAA11] European Aluminium Association (Hrsg.) (2011). *The Aluminium Automotive Manual*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://www.alueurope.eu/aam/>, zuletzt abgerufen am 07.01.2015.
- [Eig98a] Eigenfeld, K. (1998). *Grundlagen zukünftiger Gussentwicklungen*. Fachartikel, Giesserei 85 (1998) Nr. 1, S. 27-32.
- [Eig98b] Eigenfeld, K. (1998). *Advanced casting materials and technology*. Fachartikel, Advanced Light Alloys and Composites, NATO ASI Series, Vol. 59, S. 249-261.
- [Eis13] Eisaabadi, G., Davami, P., Kim, S. K., Tiryakioğlu, M. (2013). *The effect of melt quality and filtering on the Weibull distributions of tensile properties in Al–7%Si–Mg alloy castings*. Fachartikel, Materials Science & Engineering A, 579 (2013), S. 64-70.
- [Esp05] Esparza, C. E., Guerrero-Mata, M. P., Ríos-Mercado, R. Z. (2005). *Optimal Design of Gating Systems by Gradient Search Methods*. Fachartikel, Computational Materials Science 36 (2006), S. 457–467.
- [Fag05] Fagschlunger, C. (2005). *Schwingfestigkeit von Al-Druckgusslegierungen unter Berücksichtigung Fertigungsprozessbedingter Werkstoffinhomogenitäten*. Dissertation, Montanuniversität Leoben.
- [Fag10] Fagerholt, E., Dørum, C., Børvik, T., Laukli, H. I., Hopperstad, O. S. (2010). *Experimental and numerical investigation of fracture in a cast aluminium alloy*. Fachartikel, International Journal of Solids and Structures Nr. 47/2010, S. 3352–3365.
- [Fer08] Ferziger, J. H., Peric, M., (2008). *Numerische Strömungsmechanik*. Fachbuch, Springer-Verlag, Berlin.
- [FLO12] FLOWHEAD (Hrsg.) (2012). *Fluid Optimisation Workflows for Highly Effective Automotive Development Processes*. Projektabschlussbericht, Seventh Framework Programme, CORDIS, Europäische Kommission.
- [Fre07] Frederiksson, S., Höök, T., Bladh, M., Molnar, D. (2007). *High Pressure Die Casting Design*. Onlinequelle, verfügbar unter http://webhotel2.tut.fi/projects/caeds/tekstit/frame_materials.html, zuletzt abgerufen am 06.01.2015.
- [Fri06] Friedrich, H. E., Mordike, B. L. (2006). *Magnesium Technology*. Fachbuch, Springer-Verlag, Berlin.
- [Fri08] Fritz, A. H., Schulze, G. (Hrsg.) (2008). *Fertigungstechnik*. Fachbuch, 8., neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin.
- [Fri13] Friedrich, H. E. (Hrsg.) (2013). *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. Fachbuch, Springer Vieweg, Wiesbaden.
- [Fro65] Frommer, L., Lieby, G. (1965). *Druckgieß-Technik*. Fachbuch, 2. Auflage, Springer-Verlag Heidelberg.

- [Frö11] Fröschl, J., Decker, M. (2011). *Neuer Ansatz zur Bewertung von Stützwirkung und statistischem Größeneinfluss in der rechnerischen Betriebsfestigkeitsbewertung*. Fachvortrag, International FEMFAT User Meeting 2011, Steyr.
- [Gal04] Gale, W. F., Totemeir, T. C. (Hrsg.) (2004). *Smithells Metals Reference Book*. Fachbuch, 8. Auflage, Elsevier Butterworth-Heinemann & ASM International, Oxford.
- [Ges11] Gese, H., Oberhofer, G. (2011). *Beitrag verbesserter Materialmodelle zur numerischen Auslegung von Leichtbaukomponenten*. Fachvortrag, MATFEM, VDI-Fachkonferenz: Simulation im automobilen Leichtbau, Baden-Baden.
- [GEP97] GE Plastics (Hrsg.) (1997). *Design Guide*. Technische Richtlinien, General Electric Co.
- [Gil10] Gilbert, T. (2010). *Abbildung eines Metall-Spritzgiessprozesses zur Charakterisierung lokaler Werkstoffeigenschaften*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- [GiL15] Foundry Technologies & Engineering GmbH (Hrsg.) (2015). *Giesserei-Lexikon*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://www.giessereilexikon.com/>, zuletzt abgerufen am 04.01.2015.
- [Gok05a] Gokhale, A. M., Patel, G. R. (2005). *Origins of variability in the fracture-related mechanical properties of a tilt-pour-permanent-mold cast Al-alloy*. Fachartikel, Scripta Materialia 52 (2005), S. 237–241.
- [Gok05b] Gokhale, A. M., Patel, G. R. (2005). *Analysis of variability in tensile ductility of a semi-solid metal cast A356 Al-alloy*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 392 (2005), S. 184–190.
- [Gre03] Greve, L. (2003). *Development of a PAM-CRASH Material Model for Die Casting Alloys*. Fachartikel, 6th International Conference on Magnesium Alloys and their Application, Wolfsburg, 2003
- [Gri09] Grimm, J. (2009). *Einfluss des Werkstoffzustandes von Magnesium-Druckgusslegierungen auf das Schwingfestigkeitsverhalten*. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Technische Universität Darmstadt.
- [Gro07] Gross, D., Seelig, T. (2007). *Bruchmechanik. Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Fachbuch, 4., bearbeitete Auflage, Springer-Verlag Berlin.
- [Gro09] Grosselle, F., Timelli, G., Bonollo, F., Molina, R. (2009). *Correlation between microstructure and mechanical properties of Al-Si diecast engine blocks*. Fachartikel, Metallurgical Science and Technology, Vol. 27-2 (2009). S. 2-10.
- [Gu12] Gu, G., Lin, S., Xia, Y., Zhou, Q. (2012). *Experimental study on influence of section thickness on mechanical behaviour of die-cast AM60 magnesium alloy*. Fachartikel, Materials and Design Nr. 38 (2012), S. 124–132.
- [Gun09] Gunasegaram, D. R., Farnsworth, D. J., Nguyen, T. T. (2009). *Identification of critical factors affecting shrinkage porosity in permanent mold casting using numerical simulations based on design of experiments*. Fachartikel, Journal of Materials Processing Technology 209 (2009), S. 1209-1219.

- [Guo09] Guo, W., Zhu, M.-Y. (2009). *Characteristic Parameters for Dendritic Microstructure of Solidification During Slab Continuous Casting*. Fachartikel, Journal of Iron and Steel Research 16(1), S. 17-21.
- [Guo13] Guo, J. (2013). *An experimental and numerical investigation on damage evolution and ductile fracture mechanism of Aluminium alloy*, Dissertation, University of Tokushima.
- [Gur75] Gurson, A. L. (1975). *Continuum Theory of Ductile Fracture by Void Nucleation and Growth: Part I – Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media*. Forschungsbericht, Brown University, Providence.
- [Hah12] Hahn, I., Sturm, J. C. (2012). *Automatische Optimierung in der Gießprozess-simulation*. Fachartikel, Giesserei, 99, 04/2012.
- [Hai06] Haibach, E. (2006). *Betriebsfestigkeit*. Fachbuch, 3., korrigierte und ergänzte Auflage, Springer-Verlag Berlin.
- [Han76] Hancock, J. W., Mackenzie, A. C. (1976). *On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steels subjected to multi-axial Stress-States*. Fachartikel, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 24, 1976, S. 147-169.
- [Hän02] Hänle, U., Kalke, S., Lehnert, F., Seethaler, L. (2002). *Metallische Leichtbauwerkstoffe und Fertigungstechnologien im Automobilbau*. Fachartikel, Automobiltechnische Zeitschrift, 3/2002, Jahrgang 104, S. 268-275.
- [Har08] Harzheim, L. (2008). *Strukturoptimierung*. Fachbuch, 1. Auflage 2008, Verlag Harri Deutsch, Frankfurt.
- [Har13] Hartlieb, M. (2013). *Aluminium Alloys for Structural Diecasting*. Fachartikel, Die Casting Engineer, Mai 2013, S. 40-43.
- [Har14] Hardin, R., Choi, K. K., Beckermann, C. (2014). *Reliability-based casting process design optimization*. Fachartikel, Shape Casting: 5th International Symposium 2014, The Minerals, Metals & Materials Society, S. 19-26.
- [Has99] Hasse, S. (1999). *Guss- und Gefügedefekte*. Fachbuch, Schiele & Schön, Berlin.
- [Has07] Hashim, M. Y., Amin, A. M., Raghavan, V. R. (2007). *Effects of runner diameter on the mechanical strength and porosity distribution of thin section castings*. Fachartikel, Regional Conference on Engineering Mathematics, Mechanics, Manufacturing & Architecture, 2007, S. 175-182.
- [Hat05] Hattel, J. (2005). *Fundamentals of Numerical Modeling of Casting Processes*. Fachbuch, Polyteknisk Forlag, Kgs. Lyngby.
- [Hat09] Hattori, S., Takinami, M., Otani, T. (2009). *Comparison of cavitation erosion rate liquid impingement erosion rate*. Fachartikel, Proceedings of the 7th International Symposium on Cavitation, S. 1-6.

- [Hei14a] Heid, R., Findeisen, S., Pries, H., Dilger, K., Eibisch, H., Heinrich, S. (2014). *Optimierung von Druckgießwerkzeugen – Benchmark-Untersuchung verschiedener Warmarbeitsstähle für Strukturanwendungen*. Fachartikel, Giesserei 101, 3/2014, S. 36-43.
- [Hei14b] Heid, R., Thoma, C., Eibisch, H., Pries, H., Dilger, K. (2014). *Optimierung von Druckgießwerkzeugen. Softwaremodul zur Vorhersage von Schädigungen in Dauerformen für das Aluminiumdruckgießen – Hybrid-Fatigue-Test (HFT)*. Fachartikel, Giesserei 101, 06/2014, S. 32-41.
- [Hei14c] Heid, R., Thoma, C., Müller, J., Eibisch, H., Pries, H., Dilger, K. (2014). *Optimierung von Druckgießwerkzeugen. Erweitertes Softwaremodul zur Vorhersage von Schädigungen in Dauerformen für das Aluminiumdruckgießen - Hybrid-Fatigue-Test (HFT)*. Fachartikel, Giesserei 101, 8/2014, S. 38-45.
- [Her10] Hernández-Ortega, J. J., Zamora, R., Palacios, J., López, J., Faura, F. (2010). *An Experimental and Numerical Study of Flow Patterns and Air Entrapment Phenomena During the Filling of a Vertical Die Cavity*. Fachartikel, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Okt. 2010, Vol. 132, S. 1-9.
- [Heu08] Heuler, P., Grimm, J., Fuhrmann, K., Troßmann, T., Eulitz, K.-G. (2008). *Influence of porosity and environmental impact on fatigue life of magnesium alloys*. Fachartikel, Materialwissenschaften und Werkstofftechnik 2008, 39, No. 10, S. 694-701.
- [Hic08] Hickel, S. (2008). *Implicit Turbulence Modeling for Large-Eddy Simulation*, Dissertation, Technische Universität München.
- [Hil04] Hilbinger, R. M., Köpf, J., Lohmüller, A., Scharrer, M., Hartmann, M., Singer, R. F. (2004). *Vermeidung von Gussfehlern und Prognose von Eigenschaften durch Modellierung*. Fachartikel zum Fachvortrag, Numerische Simulation: Verarbeitungsprozesse und prozessgerechte Bauteilgestaltung – Fokus Metalle.
- [Hil13] Hilbinger, R. M., Köpf, J., Rübner, M., Singer, R. F. (2013). *Automatische Optimierung der Kolbenvorlaufgeschwindigkeit beim Druckgießen durch numerische Simulation*. Fachartikel, Giesserei, 100, 03/2013.
- [Hof12] Hofer, P. (2012). *Messung und Simulation des Verzugs von Druckgussbauteilen*, Dissertation, Montanuniversität Leoben, Österreichisches Gießerei-Institut.
- [Hon08] Honsel (Hrsg.) (2008). *Handbuch der Gusswerkstoffe*. Produktinformationen, Honsel AG, Meschede.
- [Hon12] Hong, J.- (2012). *Diagnosis parameters of mold filling pattern for optimization of a casting system*. Fachartikel, China Foundry, Vol. 9, No. 4, S.376-380.
- [Hsu07] Hsu, F.-Y., Jolly, M. R., Campbell J. (2007). *The design of L-shaped runners for gravity casting*. Fachartikel, Shape Casting: 2nd International Symposium, The Minerals, Metals & Materials Society.

- [Hua00] Huang, Y. J., Hu, B. H., Pinwill, I., Zhou, W., Taplin, D. M. R. (2000). *Effects of Process Settings on the Porosity Levels of AM60B Magnesium Die Castings*. Fachartikel, Materials and Manufacturing Processes, Vol. 15, No. I (2000), S. 97-105.

I – L

- [Iid88] Iida, T., Guthrie, R. I. L. (1988). *The Physical Properties of Liquid Metals*. Fachbuch, Oxford University Press, New York.
- [Isi14] Dassault Systèmes (Hrsg.) (2014). *Isight-Benutzerhandbuch*. Benutzerhandbuch, Dassault Systèmes, Velizy Villacoublay.
- [Iss06] Issler, L., Ruoff, H., Häfele, P. (2006). *Festigkeitslehre – Grundlagen*. Fachbuch, Springer-Verlag, Berlin.
- [Jak12] Jakumeit, J., Janal, S., Waclawczyk, T., Mehdizadeh, A., Sadiki, A., Jouani, J. (2012). *Four-phase fully-coupled molding and solidification simulation for gas porosity prediction in aluminium sand casting*. Fachartikel, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 33 (2012), S. 1-12.
- [Joh85] Johnson, G. R., Cook W. H. (1985). *Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures*. Fachartikel, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 21, Nr. 1, 1985, S. 31-48.
- [Jor14] Jordi, U. (2014). Realkennwerte vom Maschinenhersteller. Bühler AG, Uzwil.
- [Jos09] Joshi, D., Ravi, B. (2009). *Classification and Simulation based Design of 3D Junctions in Castings*. Fachartikel, American Foundry Society.
- [Jos10a] Joshi, D., Ravi, B. (2010). *Minimizing Porosity in Cast Junctions*. Fachartikel, Metal Casting Design and Purchasing, 01/02 2010, S. 34-38.
- [Jos10b] Joshi, D., Ravi, B. (2010). *Early castability evaluation using analytical hierarchy process*. Fachartikel, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 50, S. 21-36.
- [Kam00] Aluminium-Zentrale Düsseldorf (Hrsg.) (2000). *Magnesium Taschenbuch*. Fachbuch, Aluminium-Verlag, Düsseldorf.
- [Kar08] Karunakar, Datta (2008). *Prevention of defects in castings using back propagation neural networks*. Fachartikel, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 39 (2008), S. 1111–1124
- [Kac90] Kachanov, L. M. (1990). *Introduction to Continuum Damage Mechanics*. Fachbuch, 2. Druck, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht.
- [Kat02] Kattan, P. I., Voyiadjis G. Z. (2002). *Damage Mechanics with Finite Elements*. Fachbuch, Springer-Verlag, Berlin.

- [Kle12] Klein, B. (2012). *FEM – Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*. Fachbuch, 9., verbesserte und erweiterte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden.
- [Kol05] Kolling, S., Haufe, A., Feucht, M., Du Bois, P. A. (2005). *SAMP-I: A Semi-Analytical Model for the Simulation of Polymers*. Fachartikel, 4. LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg.
- [Kor09] Kor, J., Chen, X., Sun, Z., Hu, H. (2009). *Casting Design Through Multi-Objective Optimization*. Fachartikel, Second International Conference on Future Information Technology and Management Engineering, 2009, S. 604-608.
- [Kri06] Krimpenis, A., Benardos, P. G., Vosniakos, G.-C., Koukouvitiaki, A. (2006). *Simulation-based selection of optimum pressure die-casting process parameters using neural nets and genetic algorithms*. Fachartikel, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 27 (2006), S. 509-517.
- [Kum11] Kumar, V., Madan, J. (2011). *System for Computer Aided Cavity Layout Design for Diecasting Dies*. Fachartikel, Proceedings of NAMRI/SME, Vol. 39.
- [Kul02] Kuhl, D., Meschke, G. (2002). *Finite Elemente Methoden I & II*. Vorlesungsmanuskript, 4. Auflage, Lehrstuhl für Statik und Dynamik, Ruhr-Universität Bochum.
- [Küp04a] Küppers, E. W. U. (2004). *Mit Windungen zu mehr Effizienz. Teil I: Das Mäander-Prinzip bionischer Rohrbögen*. Fachartikel, Chemie Technik, Nr. 3, 2004, 33. Jahrgang, S. 72-73, Hüthig GmbH, Heidelberg.
- [Küp04b] Küppers, E. W. U. (2004). *Mit Windungen zu mehr Effizienz. Teil I: Bionische Rohrbögen transportieren Druckluft effizienter*. Fachartikel, Chemie Technik, Nr. 4, 2004, 33. Jahrgang, S. 52-54, Hüthig GmbH, Heidelberg.
- [Küp06] Küppers, U., Marszalek, U. (2006). *Entwicklung von energie(druckverlust)-optimierten Bogenelementen mit nicht kreisförmigem Querschnitt nach dem Mäander-Prinzip*. Projektabschlussbericht, Deutsche Bundesstiftung Umwelt AZ 22301.
- [Küp07] Küppers, E. W. U. (2007). *Kleine Biegung, große Wirkung*. Fachartikel, Chemie Technik, September 2007, S. 24-26, Hüthig GmbH, Heidelberg.
- [Lad08] Laderno, O.-G., Berstad, T., Eriksson, M., et al. (2008). *A model for process-based crash simulation*. Fachartikel, International Journal of Impact Engineering 35, S. 376–388.
- [Lag13] Lagdive, P. B., Inamdar, K. H. (2013). *Optimization of Riser in Casting Using Genetic Algorithm*. Fachartikel, International Archive of Applied Sciences and Technology, Vol 4 [2], June 2013, S. 21-26.
- [Lau04] Laukli, H. I. (2004). *High Pressure Die Casting of Aluminium and Magnesium Alloys – Grain Structure and Segregation Characteristics*. Dissertation, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim.

- [Lau11] Laurien, E., Oertel, H. (2011). *Numerische Strömungsmechanik*. Fachbuch, 4. überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden.
- [Leh05] Lehnhäuser, T., Schäfer, M. (2005). *A numerical approach for shape optimization of fluid flow domain*. Fachartikel, Computational Methods in Applied Mechanical Engineering 194 (2005), S. 5221-5241.
- [Lee05] Lee, C. D., Patel, G. R., Gokhale, A. M., Sreeranganathan, A., Horstemeyr, M. F. (2005). *Variability in the tensile ductility of high-pressure die-cast AM50 Mg-alloy*. Fachartikel, Scripta Materialia, 53 (2005), S. 851-856.
- [Lee07a] Lee, C. D. (2007). *Tensile properties of high-pressure die-cast AM60 and AZ91 mg alloy on microporosity variation*. Fachartikel, Journal of Material Science (2007) 42, S. 10032-10039.
- [Lee07b] Lee, C. D. (2007). *Effects of microporosity on tensile properties of A356 aluminum alloy*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A, 464 (2007), S. 249-254.
- [Lee10a] Lee, C. D. (2010). *Effect of damage evolution of Si particles on the variability of the tensile ductility of squeeze-cast Al–10%Si–2%Cu–0.4%Mg alloy*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 527 (2010), S. 3144-3150.
- [Lee10b] Lee, C. D. (2010). *Defect Susceptibility of Sensile Strength to Microporosity Variation in As-Cast Magnesium Alloys with Different Grain Sizes*. Fachartikel, Metals and Materials International, Vol. 16, No. 4 (2010), S. 543-551.
- [Lee11] Lee, B. D., Baek, U. H., Han, J. W. (2011). *Optimization of Gating System Design for Die Casting of Thin Magnesium Alloy- Based Multi-Cavity LCD Housings*. Fachartikel, Journal of Materials Engineering and Performance, online veröffentlicht 02/2012.
- [Lee13a] Lee, C. D. (2013). *Effect of T6 heat treatment on the defect susceptibility of fatigue properties to microporosity variations in a low-pressure die-cast A356 alloy*. Fachartikel, Materials Science & Engineering A 559 (2013), S. 496-505.
- [Lee13b] Lee, C. D. (2013). *Variability in the impact properties of A356 aluminum alloy on microporosity variation*. Fachartikel, Materials Science & Engineering A 565 (2013), S. 187-195.
- [Lem94] Lemaître, J., Chaboche, J.-L. (1994). *Mechanics of solid materials*. Fachbuch, Cambridge University Press.
- [Lid03] Lide, D. R. (Hrsg.) (2003). *Handbook of Chemistry and Physics*. Fachbuch, 84. Auflage, CRC Press LLC.
- [Liu09] Liu, Y., Mahadevan, S. (2009). *Probabilistic fatigue life prediction using an equivalent initial flaw size distribution*. Fachartikel, International Journal of Fatigue 31 (2009), S. 476-487.

M – Q

- [Mac14] Mache, T. (2014). *Methode zur Konstruktion und Optimierung von Strukturgussbauteilen unter Berücksichtigung von fertigungstechnologischen Randbedingungen in der frühen Phase der Entwicklung*. Fachvortrag, 14. FLOW-3D - Nutzertreffen.
- [Mad07] Madan, J., Rao, P. V. M., Kundra, T. K. (2007). *Computer Aided Manufacturability Analysis of Die-cast Parts*. Fachartikel, Computer-Aided Design & Applications, Vol. 4, No. 1-4, 2007, S. 147-158.
- [Mae08b] Mae, H., Teng, X., Bai, Y., Wierzbicki, T. (2008). *Relationships between Material Ductility and Characteristic Size of Porosity Correlated before/after Testing of a Cast Aluminum Alloy*. Fachartikel, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 2, No. 7, 2008, S. 924-942.
- [Mae08c] Mae, H. (2008). *Comparative Study of Effect of Porosity on Tensile and Shear Ductility in A356 Cast Aluminum Alloy by Finite Element Simulation*. Fachartikel, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol. 57, No. 11/2008, S. 1173-1178.
- [Mai02] Maire, E., Schmidt, T. (2002). *Lernen von biologischen Vorbildern - neue Konstruktionsmethoden in Guss*. Fachartikel, Giesserei-Rundschau 49, Heft 11/12 (2002), S. 205-210.
- [Mat98] Matheck, C. (1998). *Design in Nature, Learning from Trees*. Fachbuch, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg.
- [Mat15] Wolfram (Hrsg.) (2015). *Logarithmic Spiral*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://www.mathworld.wolfram.com/LogarithmicSpiral.html/>, zuletzt abgerufen am 15.05.2015.
- [Mau09] Maurer, S. A. (2009). *Simulation und experimentelle Verifikation der Werkstoffeigenschaften von Magnesium Thixomolding Bauteilen*. Bachelorthesis, Hochschule Esslingen.
- [Mau11] Maurer, S. A. (2011). *Quantifizierung der lokalen Werkstoffeigenschaften urformend hergestellter Bauteile mit Hilfe der Gießsimulation*. Masterthesis, Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg.
- [Mau13] Maurer, S. A., Kellner, P. (2013). *Anforderungsgerechte Werkstoff- und Bauweisenauswahl mit Hilfe innovativer CAE-Methoden*. Fachvortrag, Bionik-Seminar, Hochschule Bremen.
- [Mau14] Maurer, S. A., Schilling, S., Jungert, D. (2014). *Prüfeinrichtung zur Biegeprüfung eines Trägers*. Offenlegungsschrift, Deutsches Patent- und Markenamt, DE 10 2013 103 130 A1 2014.10.02, 02.10.2014, Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG.
- [Mau15] Maurer, S. A., Hager, P., Schmidt S., Schumacher, A. (2015). *Verschleißreduktion an Umlenkungen in Leichtmetallgussbauteilen durch numerische Formoptimierung*. Fachartikel, Giesserei, 102, 01/2015, S. 28-33.

- [McC68] McClintock, F. A. (1968). *A criterion of ductile fracture by the growth of holes*. Fachartikel, Journal of Applied Mechanics, 35, S. 363–371.
- [Med06] Mediavilla, J., Peerlings, R. H. J., Geers, M. G. D. (2006). *A robust and consistent remeshing-transfer operator for ductile fracture simulations*. Fachartikel, Computers and Structures, Nr. 84-2006, S. 604-623.
- [Mee08] Meehanite Metal Corp. (Hrsg.) (2008). *Casting Design as influenced by foundry practice*. Technische Richtlinien, Meehanite Metal Corp., Meqon.
- [Meh13] Mehdizadeh, A., Jana, S., Sadiki A. (2013). *Assessment of ability of RANS based turbulence models to predict the mould filling process and oxide film formation in Aluminium casting*. Fachartikel, Progress in Computational Fluid Dynamics, Vol. 13, No. 1, S. 20-33.
- [Men03] Menter, F. R., Kuntz, M., Langtry, R. (2003). *Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model*. Fachartikel, Turbulence, Heat and Mass Transfer 4.
- [Mic95] Michaeli, W., Brinkmann, T., Lessenich-Henkys, V. (Hrsg.) (1995). *Kunststoff-Bauteile werkstoffgerecht konstruieren*. Fachbuch, Hanser Verlag, München.
- [Mir10] Mirone, G., Corallo, D. (2010). *A local viewpoint for evaluating the influence of stress triaxiality and Lode angle on ductile failure and hardening*. Fachartikel, International Journal of Plasticity, 26-2010, S. 348–371.
- [NAD12] North American Die Casting Association (Hrsg.) (2012). *Product Specification Standards for Die Castings*. Technische Richtlinien, NADCA.
- [Nal13] Nalbach, J. (2013). *Motivation Leichtbau*. Fachvortrag der Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG, Vortragsreihe Leichtbau, Technischen Universität Dresden.
- [Nas10] Nasdala, L. (2010). *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*. Fachbuch, 1. Auflage 2010, Vieweg & Teubner, Wiesbaden.
- [Neu12] Neubauer, W., Rudow, B. (Hrsg.) (2012). *Trends in der Automobilindustrie*. Fachbuch, Oldenbourg Wissenschaftsverlag, München.
- [Nie09] Nielsen, F. (2009). *Gieß- und Anschnitttechnik nach Friedrich Nielsen*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://www.urs-brandenberger.de/down1.pdf>, zuletzt abgerufen am 04.01.2015.
- [Nik32] Nikuradse, J. (1932). *Gesetzmäßigkeiten der turbulenten Strömung in glatten Rohren*. Fachartikel, VDI-Schriftenreihe, Nr. 356, Beilage zu „Forschung auf den Gebieten des Ingenieurwesens, Ausg. B, Bd. 3.
- [Nim02] Nimz, M. (2002). *Methoden zur quantitativen Erfassung der lokalen Verformung und Schädigung bei der Blechumformung*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- [Nyk07] Nykänen, S., Höök, T., Hristov, H., Rashev, G., et al. (2007). *Injection Moulded Part Design*. Trainingsmaterial des CAE-DS Projekts, Tampere University of Technology, Institute of Materials Science und Technical University of Gabrovo.

- [Oec10] Oeckerath, A., Wolf, K. (2010). *Improved product design using mapping in manufacturing process chains*. Fachartikel, 9. LS-Dyna Forum, S. 23 -32.
- [Oos99] Oosthuizen, P. H., Naylor, D. (1999). *An Introduction to convective heat transfer*. Fachbuch, McGraw-Hill, Singapore.
- [Ort14] Ortmann, C., Schumacher, A. (2014). *Meta-models in structural optimization - techniques and strategies*. Fachartikel, automotive CAE Grand Challenge 2014.
- [Paa06] Paál, G., Pinho, F. Maia, R. (2006). *The Effect of Corner Radius on the Energy Loss in 90° T-Junction turbulent flows*. Fachartikel, Conference on Modelling Fluid Flow 2006, Budapest.
- [PAG14a] Empfehlungen von Gussexperten der Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG.
- [PAG14b] Vorgehensweise zur Optimierung von Geometrien mit *Isight* unter Verwendung von CATIA-Entwurfs- und CAE-Analysemodellen. Intern entwickelte Methodik der Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG.
- [Pat13] Patel, M., Krishna, P. (2013). *A Review on Application of Artificial Neural Networks for Injection Moulding and Casting processes*. Fachartikel, International Journal of Advances in Engineering Sciences, Vol.3, Issue 1, January, 2013.
- [Peq02] Pequet, C., Gremaud, M., Rappaz, M. (2002). *Modeling of Microporosity, Macroporosity, and Pipe-Shrinkage Formation during the Solidification of Alloys Using a Mushy-Zone Refinement Method: Applications to Aluminum Alloys*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 33A (2002). S. 2002-2095.
- [Pra90] Prandtl, L., Oswatitsch, K., Wieghardt, K. (1990). *Führer durch die Strömungslehre*. Fachbuch, 9. verbesserte und erweiterte Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig.
- [Piq99] Piquet, J. (1999). *Turbulent Flows*, Fachbuch, Springer Verlag, Berlin.
- [Put01] Putko, M. M., Newman, P. A., Taylor, A. C., Green, L. L. (2001). *Approach for uncertainty propagation and robust design in CFD using sensitivity derivatives*. Fachartikel, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2001-2528.

R – T

- [Rao89] Rao, N. S. (1989). *Formeln der Kunststofftechnik*, Fachbuch, Carl Hanser Verlag, München.
- [Rei09a] Reilly, C., Green, N. R., Jolly, M. R. (2009). *Assessment of Casting Filling by modelling surface entrainment events using CFD*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 40B, 12 (2009), S. 850-858.
- [Rei13a] Reilly, C., Green, N. R., Jolly, M. R. (2013). *The present state of modelling entrainment defects in the shape casting process*. Fachartikel, Applied Mathematical Modelling 37 (2013), S. 611-628.

- [Rei13b] Reilly, C., Green, N. R., Jolly, M. R., Gebelin, J.-C. (2013). *The modelling of oxide film entrainment in casting systems using computational modelling*. Fachartikel, Applied Mathematical Modelling, Volume 37, Issues 18-19, October 2013, S. 8451-8466.
- [Rhe02] Aluminium Rheinfelden (Hrsg.) (2002). *Magsimal[®]-59*. Produktinformationen, Aluminium Rheinfelden GmbH, Rheinfelden.
- [Rhe03] Aluminium Rheinfelden (Hrsg.) (2003). *Silafont[®]-36*. Produktinformationen, Aluminium Rheinfelden GmbH, Rheinfelden.
- [Rhe04] Aluminium Rheinfelden (Hrsg.) (2004). *Castasil[®]-37*. Produktinformationen, Aluminium Rheinfelden GmbH, Rheinfelden.
- [Roe12] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M. (2012). *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Fachbuch, 4. Überarbeitete und erweiterte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden.
- [Rot10] Rother, K., Jankowski, U., Will, J., Schmid, T. (2010). *Multidisziplinäre Optimierung und Robustheitsbewertung voll parametrisierter CAD-Modelle*. Fachvortrag, Hamburger Karosseriebautage.
- [Rus09] Rust, W. (2009). *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. Fachbuch, 1. Auflage 2009, Vieweg & Teubner, Wiesbaden
- [Sau08] Sauer, A. (2008). *Untersuchungen zur Vereinfachung biomechanisch inspirierter Strukturoptimierung*. Dissertation, Forschungszentrum Karlsruhe in der Helmholtz-Gemeinschaft.
- [Sax13a] Saxena, P., Agrawal, P., Jain, H. (2013). *Casting Simulation & Optimization For T Casting Junctions Using Response Surface Methodology*. Fachartikel, International Journal of Engineering Research & Technology, Vol. 2 Issue 5, May - 2013, S. 2076-2081.
- [Sax13b] Saxena, P., Agrawal, P. (2013). *Optimization Of Hot Spot Area In Typical 'L' Casting Junction Using Response Surface Methodology*. Fachartikel, International Journal of Engineering Research & Technology, Vol. 2 Issue 1, 2013.
- [Sch86] Schneider, P. (1986). *Kokillen für Leichtmetallguss*, Fachbuch, Giesserei-Verlag, Düsseldorf.
- [Sch02] Schmidt, T. (2002). *Überlegene Gusskonstruktion dank Formoptimierung*. Fachartikel, Heidenreich & Harbeck GmbH, Mölln.
- [Sch05] Schumacher, A. (2005). *Optimierung mechanischer Strukturen*. Fachbuch, Springer-Verlag, Berlin.
- [Sch06] Schlichting, H., Gersten, K. (2006). *Grenzschicht-Theorie*. Fachbuch, 10. überarbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- [Sch08] Scharrer, M. (2008). *Thixospritzgießen von Magnesiumlegierungen – Gefüge und mechanische Eigenschaften*. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg.

- [Sch12] Schumacher, A., Wagner, A., Smarsly, W., Fischer, R., Bartsch, M., Scholz, A. (2012). *Process chain simulation integrated in automatic optimization loops for developing cast parts founded by validated material models*. Fachvortrag, EUCOMAS 2012.
- [Sch14a] Schmalhorst, C., Kopun, R., Edelbauer, W. (2014). *Nutzen der 3D-Strömungssimulation für die Eigenspannungsanalyse im Abschreckprozess*. Fachartikel, VDI-Berichte 2217, 2014, S. 101-114.
- [SFA85] Steel Founders' Society of America (Hrsg.) (1985). *Steel Casting Handbook*. Technische Richtlinien, SFSA, Crystal Lake.
- [Sha04] Shang, L. (2004). *Prediction of microporosity in Aluminum Silicon castings using criteria functions*. Masterarbeit, McGill University, Montreal.
- [Shi95] Shivpuri, R., Yu, M., Venkatesan, K., Chu, K-L. (1995). *A Study of Erosion in Die Casting Dies by a Multiple Pin Accelerated Erosion Test*. Fachartikel, Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 4(2), April 1995, S. 145-153.
- [Sie09] Siedersleben, M., Vanema, R. (2009). *Türinnenrahmen im XXL-Format*. Onlinequelle, verfügbar unter http://www.kug.bdguss.de/tuerinnenrahmen_2/, zuletzt abgerufen am 05.01.2015.
- [Sig12] Sigloch, H. (2012). *Technische Fluidmechanik*. Fachbuch, 8. überprüfte und aktualisierte Auflage, Springer-Verlag, Dordrecht.
- [Sin08] Singh, K., Reddy, P. K., Joshi, D., Subburaj, K., Ravi, B. (2008). *3D Junctions in Castings Simulation-based DFM Analysis and Guidelines*. Fachartikel, INAE International Conference on Advances in Manufacturing Technology (ICAMT 2008) Feb 6-8, 2008.
- [Spr10] Springup, B., Butz, A., Feucht, M., et al. (2010). *Zum Stand der virtuellen Werkstoffentwicklung - Vom Halbzeug zum Crash*. Fachartikel, 9. LS-Dyna Forum, Bamberg.
- [Sta12] Staggl, S., Pabel, T., Bozorgi, S., Faerber, K., Kneißel, C., Schumacher, P. (2012). *Charakterisierung der Heißrissempfindlichkeit von Al-Gusslegierungen*. Fachartikel, Giesserei-Praxis, 5/2012, S. 192-197.
- [Sta14] CD-adapco (Hrsg.) (2014). *STAR-CCM+ Benutzerhandbuch*. Benutzerhandbuch, CD-adapco, Melville.
- [StC12] StaCast (Hrsg.) (2012). *Project Presentation – New Quality and Design Standards for Aluminium Alloys Cast Products*. Onlinequelle, verfügbar unter www.stacast-project.org/sc/docs/001_stacast_kick_off_project_presentation.pdf, zuletzt abgerufen am 05.01.2015.
- [StC14] StaCast (Hrsg.) (2014). *Guidelines for using the new EU Standards in the mechanical design stage of Al alloy casting*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://www.stacast-project.org/sc/deliverables>, zuletzt abgerufen am 05.01.2015.
- [Str00] Stroppe, H. (2000). *Einfluß der Porosität auf die mechanischen Eigenschaften von Gußlegierungen*, Fachartikel, Gießereiforschung 52, S. 58-60.

-
- [Tah14] Tahreen, N., Chen, D. L., Nouri, M., Li, D. Y. (2014). *Effects of aluminium content and strain rate on strain hardening behaviour of cast magnesium alloys during compression*. Fachartikel, Materials Science & Engineering A 594 (2014), S. 235–245.
- [Ten09] Teng, X., Mae, H., Bai, Y., Wierzbicki, T. (2009). *Pore size and fracture ductility of 199luminium low pressure die casting*. Fachartikel, Engineering Fracture Mechanics 76 (2009), S. 983-996.
- [Ten10] Teng, X., Mae, H., Bai, Y. (2010). *Probability characterization of tensile strength of an aluminium casting*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 527 (2010), S. 4169-4176.
- [Tha12] Thapa, B. S., Eltvik, M., Gjoser, K., Dahlhaug, O. G., Thapa, B. (2012). *Optimization of a francis runner for sediment handling*. Fachartikel, International Journal of Hydropower & Dams, ASIA-2012.
- [The10] Thévenin, D., Janiga, G. (2010). *Optimization and Computational Fluid Dynamics*. Fachbuch, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- [Tho09] Thomas, B. G. (2009). *Modeling of Hot Tearing and other defects in Casting Processes*. Fachartikel, ASM Handbook, Volume 22A: Fundamentals of Modeling for Metals Processing, S. 362-374.
- [Tho13a] Thoma, C., Volk, W., Branner, G., Eibisch, H. (2013). *Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit von dünnwandigen Strukturbauteilen in der Prozesskette Aluminium-Druckguss*. Fachartikel, Giesserei-Praxis, Ausgabe 7-8/2013, 64. Jahrgang, S. 332-335.
- [Tho13b] Thoma, C., Heid, R., Burger, J., Dilger, K., Volk, W. (2013). *Numerische Topologieoptimierung von Angussystemen für druckgegossene Strukturbauteile*. Fachartikel, Giesserei 100, Ausg. 12/2013, S. 52-60.
- [Tho14] Thoma, C., Volk, W. (2014). *Simulation der Prozesskette Druckguss – Schlüssel für verzugsminimierte Strukturbauteile*. Fachartikel, VDI Berichte 2217, 2014, S. 129-141.
- [Tim10] Timelli, G. (2010). *Constitutive and stochastic models to predict the effect of casting defects on the mechanical properties of High Pressure Die Cast AlSi9Cu3(Fe) alloys*. Fachartikel, Metallurgical Science and Technology, Vol. 28-2 (2010), S. 9-17.
- [Tir10] Tiryakioğlu, M. (2010). *On estimating the fracture stress and elongation of Al–7%Si–0.3%Mg alloy castings with single pores*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 527 (2010), S. 4546–4549.
- [Tod03] Todte, M. (2003). *Prognose der mechanischen Eigenschaften von Aluminium-Gussteilen durch numerische Simulation des Erstarrungsprozesses*. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

- [Tre05] Treitler, R. (2005). *Vom Gießprozess zur Festigkeitsberechnung – am Beispiel einer Aluminium-Magnesium Druckgusslegierung*. Dissertation, Technische Hochschule Karlsruhe, Universitätsverlag Karlsruhe.
- [Tve84] Tvergaard V., Needleman, A. (1984). *Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar*. Fachartikel, Acta Metallurgica 32 (1), S. 157–169.

V – Z

- [VDD08] Verband deutscher Druckgießereien (Hrsg.) (2008). *Druckguss aus NE-Metallen*. Technische Richtlinien, VDD, Düsseldorf.
- [VDG05] Verein deutscher Giessereifachleute (Hrsg.) (2005). *Gussteile für den Maschinenbau, Leitfaden für die Konstruktion und Bestellung von Gussteilen aus Gusseisen für den Maschinenbau*. Technische Richtlinie, VDG-Informationszentrum, Düsseldorf.
- [VDI06] Verein Deutscher Ingenieure VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (Hrsg.) (2006). *VDI-Wärmeatlas*. Fachbuch, 10. bearbeitete und erweiterte Ausgabe, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- [Ven95] Venkatesan, K., Shivpuri, R. (1995). *Experimental and Numerical Investigation of the Effect of Process Parameters on the Erosive Wear of Die Casting Dies*. Fachartikel, Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 4(2) April 1995, S. 166-174.
- [Ver08] Verran, G. O., Mendes, R. P. K., Dalla Valentina, L. V. O. (2008). *DOE applied to optimization of behaviour alloy die castings*. Fachartikel, journal of materials processing technology 200 (2008), S. 120–125.
- [Ver09] Vernède, S., Dantzig, J. A., Rappaz, M. (2009). *A mesoscale granular model for the mechanical behaviour of alloys during solidification*. Fachartikel, Acta Materialia 57 (2009), S. 1554-1569.
- [Ver14] Verma, S., Dewan, A. (2014). *Solidification Modeling: Evolution, Benchmarks, Trends in Handling Turbulence, and Future Directions*. Fachartikel, Metallurgical and Materials Transactions B, Februar 2014.
- [Vla04] Vlahović, J. (2004). *Gestaltung von T-förmigen Knotenpunkten in dünnwandigen Rahmentragwerken*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Shaker Verlag.
- [Vos11] Voß, R. (2011). *Toleranzanalyse komplexer Gussbauteile mittels stochastischer Simulation der Fertigungseinflüsse*. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg.
- [Wan11] Wang, L., Ng, A. H. C., Deb, K. (Hrsg.) (2011) *Multi-objective Evolutionary Optimisation for Product Design and Manufacturing*. Fachbuch, Springer-Verlag, London.

- [Wei07] Weiler, J. P., Wood, J. T., Klassen, R. J., Maire, E., Berkmortel, R. Wang, G. (2007). *Porosity, damage evolution and fracture in die-cast magnesium alloy AM60B*. Fachartikel, Advanced Materials Research Vols. 15-17 (2007), S. 455-460.
- [Wei09a] Weiler, J. P., Wood, J. T. (2009). *Modeling fracture properties in a die-cast AM60B magnesium alloy I – Analytical failure model*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 527 (2009), S. 25-31.
- [Wei09b] Weiler, J. P., Wood, J. T. (2009). *Modeling fracture properties in a die-cast AM60B magnesium alloy II – The effects of the size and location of porosity determined using finite element simulations*. Fachartikel, Materials Science and Engineering A 527 (2009), S. 32-37.
- [Wei11] Weiss, U., Bach, A. (2011). *Magnesium HPDC Crash CAE*. Fachartikel, La Metallurgia Italiana, Nr. 11-12.
- [Wei12] Weiler, J. P., Wood, J. T. (2012). *Modeling the tensile failure of cast magnesium alloys*. Fachartikel, Journal of Alloys and Compounds 537 (2012), S. 133-140.
- [Wes06] Wessén, M., Svensson, I. L., Seifeddine, S., Olsson, J., Schäfer, W. (2006). *Simulation of cooling curves, microstructures and mechanical properties in cast Al-Si-Based alloys*. Fachartikel, Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes XI, S. 693-700.
- [Wie10] Wiegand, K., Zubeil, M., Roll, K. (2010). *Einsatz der Simulation in der Prozesskette Karosseriebau*. Fachartikel, 9. LS-DYNA Forum, S. 53-60.
- [Wos00] Wosnik, M., Castillo, L., George, W. K. (2000). *A theory for turbulent pipe and channel flows*. Fachartikel, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 421 (2000), S. 115-145.
- [Wu07] Wu, S. H., Fuh, J. Y. H., Lee K. S. (2007). *Semi-automated parametric design of gating systems for die-casting die*. Fachartikel, Computers & Industrial Engineering 53 (2007), S. 222-232.
- [Yao09] Yao, W., Yang, Y., Zeng, B. (2012). *Novel methodology for casting process optimization using Gaussian process regression and genetic algorithm*. Fachartikel, China Foundry, Vol. 6, No.3., 2012, S. 232-240.
- [Yue12] Yue, Y., Green, N. R. (2012). *Modelling of different entrainment mechanisms and their influences on the mechanical reliability of Al-Si castings*. Fachartikel, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 33 (2012), S. 1-8.
- [Zha10] Zhao, H.-D., Bai, Y.-F., Ouyang, X.-X., Dong, P.-Y. (2010). *Simulation of mold filling and prediction of gas entrapment on practical high pressure die castings*. Fachartikel, Transactions of Nonferrous Metals Society of China 20 (2010), S. 2064-2070.
- [Zha14] Zhao, J., Chen, K., Liu, R., Liang, M. (2014). *Modeling study of liquid impingement erosion of NiAl alloy*. Fachartikel, Wear, Nr. 311 (2014), S. 65-70.

- [Zhe09] Zheng, J., Wang, Q., Zhao, P., Wu, C. (2009). *Optimization of high-pressure die-casting process parameters using artificial neural network*. Fachartikel, International Journal of Manufacturing Technology, 44 (2009), S. 667-674.
- [Zin11] International Zinc Association (Hrsg.) (2011). *Konstruktion Zinkdruckguss – Konstruktionsregeln*. Fachartikel, Giesserei-Praxis, 1-2/2011, Schiele & Schön.
- [Zin15] International Zinc Association (Hrsg.) (2011). *Design Rules*. Onlinequelle, verfügbar unter <http://zinc-diecasting.ionainteractive.com/db-en/HTML/2-2.php>, zuletzt abgerufen am 07.01.2015.

Vom Autor betreute studentische Abschlussarbeiten

- [Hag14] Hager, P. (2014). *Erarbeitung und Anwendung einer multidisziplinären Optimierungsprozesskette zur Auslegung von Grundgeometrien in Leichtmetallgussbauteilen*. Bachelorthesis, Westfälische Hochschule, Standort Bocholt.
- [Jun14] Jung, T. (2014). *Erarbeitung einer Optimierungsprozesskette zur robusten Auslegung von Gussgrundgeometrien unter Berücksichtigung materieller Inhomogenitäten*. Bachelorthesis, Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg.
- [Sch13] Schilling, S. (2013). *Robustheitsorientierte numerische Strukturanalyse und -optimierung von Gussbauteilen unter Berücksichtigung lokaler Werkstoffeigenschaften*. Masterthesis, Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg.
- [Sch14b] Schmidt, S. (2014). *Von natürlichen Systemen inspirierte numerische Optimierung strömungsmechanischer Phänomene in Leichtmetallgussbauteilen*. Masterthesis, Hochschule Bremen.
- [Zin12] Zink, D. (2012). *Einfluss lokaler Werkstoffeigenschaften auf das Beanspruchungsverhalten von Gussbauteilen*. Diplomarbeit, Universität Stuttgart.